

UNTERSUCHUNGEN
ZUR
PARTIELLEN GEGENSTROM – DIREKTKONDENSATION

RAINER VIERBAUM

Diss. Bochum
1904



Digitized by the Internet Archive
in 2026

https://archive.org/details/IA41546407_0030

**UNTERSUCHUNGEN
ZUR
PARTIELLEN GEGENSTROM – DIREKTKONDENSATION**

Doktorarbeit
zur
Erlangung des Grades
Doktor-Ingenieur
der
Abteilung für Maschinenbau
der Ruhr-Universität Bochum

von
RAINER VIERBAUM
Moers

Bochum 1984

Doktorarbeit eingereicht am : 28.12.1983

Tag der mündlichen Prüfung : 15.2.1984

Referent : Prof. Dr.-Ing. R. Billet

Korreferent : Prof. Dr.-Ing. H. Kremer

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als Wissenschaftlicher Assistent am Lehrstuhl für Thermische Stofftrennverfahren des Institutes für Thermo- und Fluidodynamik der Ruhr-Universität Bochum.

Ich möchte denjenigen herzlich danken, die mich bei der Anfertigung dieser Arbeit tatkräftig unterstützt haben.

Mein ganz besonderer Dank gilt Herrn Prof. Dr.-Ing. R. Billet, der die Anregung gab, die Durchführung ermöglichte und mit wertvollen Hinweisen zum Gelingen beitrug.

Herrn Prof. Dr.-Ing. H. Kremer danke ich für die freundliche Übernahme des Korreferates.

Ferner möchte ich den Mitarbeitern des Institutes für Thermo- und Fluidodynamik danken, die mir beim Aufbau oder bei Umbauten der Versuchsanlage, bei der Durchführung der Messungen und bei der Gestaltung des Manuskriptes mit Rat und Tat zur Seite standen.

Bochum, im Februar 1984

Rainer Vieh

INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
1. Einleitung	3
1.1 Partielle Gegenstrom-Direktkondensation in der Rektifiziertchnik	3
1.2 Abgrenzung und Ziel der Arbeit	6
2. Theoretische Grundlagen	8
2.1 Wärme- und Stoffaustausch bei partieller Gegen- strom-Direktkondensation	8
2.1.1 Mittlere Wärmedurchgangszahl und Trennziffer	8
2.1.2 Trennwirkung	16
2.2 Erforderliche Zusatzschütthöhe kalt beaufschlagter Rektifizierkolonnen	18
2.3 Diskussion der Theorie der Phasengleichgewichts- kondensation	20
2.4 Direktkondensationszonen	23
2.4.1 Am Kopf von Verstärkungssäulen	26
2.4.2 Am Kopf von Abtriebssäulen	30
2.5 Grundlagen des Meß- und Auswertungsverfahrens	35
2.5.1 Betriebsweise zur Bestimmung der reduzierten bezogenen Trennwirkung	36
2.5.2 Grundlagen zur Bestimmung der Direktkondensations- zonenhöhe H_C und der mittleren Wärmedurchgangs- zahl k_C	37
2.5.3 Betriebsweise zur Bestimmung von k_C	40
2.5.4 Zusammenfassung des Meß- und Auswertungs- verfahrens	41
3. Versuchsanlage	43
4. Stoffsysteme und Testschüttungen	48
4.1 Verwendete Gemische	48

4.2	Untersuchte Füllkörperperschüttungen	54
5.	Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen	56
5.1	Trennwirkungs-Belastungsabhängigkeiten	56
5.2	Reduzierte bezogene Trennwirkung kalt beaufschlagter Schüttungen	61
5.3	Beispiel für den Auswertungsgang	64
5.4	Direktkondensationszonenhöhen	68
5.5	Mittlere Wärmedurchgangszahlen	75
5.5.1	Belastungs-, Schüttungs- und Systemeinfluß	75
5.5.2	Dimensionslose Gleichung für den Wärmedurchgang	85
5.6	Trennwirkung der Direktkondensationszonen	89
6.	Beispiel für die Berechnung von Direkt- kondensationszonen	96
7.	Zusammenfassung	99
	Literaturverzeichnis	102
	Verwendete Formelzeichen	105
	Anhang: Tabellen der Meß- und Auswertungsergebnisse	109
	Lebenslauf	

1. Einleitung

1.1 Partielle Gegenstrom-Direktkondensation in der Rektifiziertchnik

Bei der thermischen Trennung von Mehrstoffgemischen durch das Trennverfahren der Rektifikation wird die Flüssigphase in der Regel im Siedezustand den Apparat durchströmen. In einigen Anwendungsgebieten der Rektifiziertchnik kommt es jedoch in Trennkolonnen zu direktem Kontakt zwischen Gemischdämpfen und Umlauf- oder Rücklaufflüssigkeiten, welche eine Temperatur haben, die unter der zu Betriebsdruck und -konzentration gehörenden Siedetemperatur liegt.

Bei der atmosphärischen Rohöldestillation und bei der Vakuumdestillation des Rückstandes werden beispielsweise kalte Seitenströme in die Trennkolonnen zurückgespeist. Durch diese Maßnahme kann man den Dampfvolumenstrom vermindern, wodurch ein konstanter Kolonnendurchmesser beibehalten werden kann [1,2]. In der Kolonne kommt es dann zur Direktkondensation des Gemischdampfes bei gleichzeitiger Anwärmung der Flüssigkeit in einem begrenzten Säulenabschnitt. Dies gilt für Bodenkolonnen und für die in neuester Zeit auch in diesem Anwendungsgebiet eingesetzten Kolonnen mit Packungen gleichermaßen.

Aus der kunststofferzeugenden Industrie ist bekannt, daß die Reaktionsstufe mit einer Einsatzproduktvorwärmung gekoppelt ist, wobei durch Anwendung des Prinzips der partiellen Gegenstrom-Direktkondensation gleichzeitig eine Ausschleusung leichtersiedender Bestandteile erreicht werden kann [3].

In Rektifizierkolonnen aus allen Einsatzgebieten tritt partielle Gegenstrom-Direktkondensation dann auf, wenn z.B. der Rücklauf bei scharfer Kühlung im Kopfkondensator zur Entlastung der Vakuumpumpe oder zur Senkung von Emissionen und/oder der Zulauf bei ungenügender Vorwärmung kalt, d.h. nicht mit Siedetemperatur in die Trennkolonne geführt werden [4]. Es bildet sich dann in der Einlaufzone ein Kondensations- oder Vorwärmbereich, so wie es schematisch die Abb.1 wiedergibt.

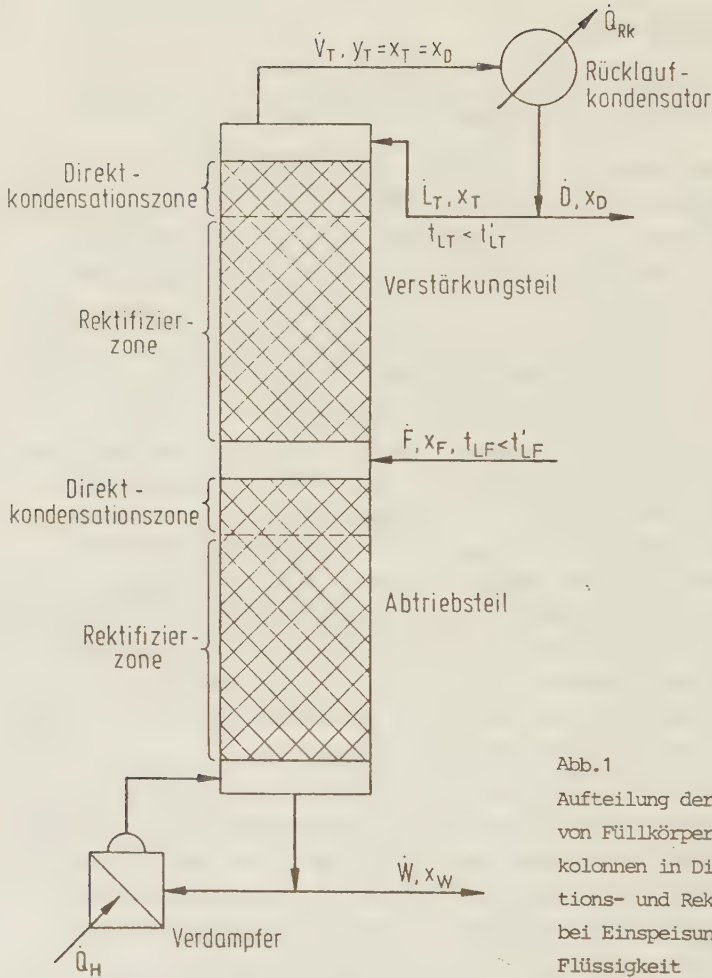


Abb.1

Aufteilung der Schütthöhen von Füllkörper-Rektifizierkolonnen in Direktkondensations- und Rektifizierzonen bei Einspeisung kalter Flüssigkeit

Die Trenneffektivität der Einbauten kann bei Direktkondensation aufgrund des einseitig gerichteten Stofftransportes nicht so gut sein wie bei Rektifikation.

Für den projektierenden Ingenieur ist die Kenntnis der Wärmeübertragungsleistung und der Trennwirkung von Direktkondensationszonen von Bedeutung, im Fall der Einspeisung kalter Flüssigkeit in Rektifizierkolonnen zusätzlich die interne Änderung der Rücklaufmenge infolge Direktkondensation, da mög-

licherweise eine Korrektur der Kolonnenhöhe und/oder des Rücklauf- und Ablaufverhältnisses sowie der Energiezufuhr in der Verdampfungseinrichtung erforderlich wird.

Über Wirksamkeit und Größe solcher Direktkondensationszonen in Rektifizierkolonnen sowie über die Änderung des Belastungsverhältnisses ist bislang in der Literatur nur wenig berichtet worden.

R.K. Neeld und J.T. O'Bara [5] teilen beispielsweise für die Direktkondensation in den Umpumpbereichen von Rohöldestillationskolonnen Meßergebnisse für Wärmeübergangszahlen auf Jetböden mit kaltem Umlauf mit.

Sie berichten außerdem, wie auch R.N. Watkins [6], daß erfahrungsgemäß etwa drei Böden für die Wärmeübertragung vorgesehen werden. Aus der Praxis ist bekannt, daß man sich heutzutage mit zwei Böden begnügt.

R. Billet [3,7,8] stellte eine Theorie für die partielle Gegenstrom-Direktkondensation in Schüttungen oder Packungen vor und veröffentlichte Meßergebnisse zum Wärme- und Stoffaustausch bei direkter Kondensation von Gemischdämpfen an Rieselfilmen in Füllkörperschüttungen und zum Einfluß kalten Rücklaufs auf die Wirksamkeit von Kolonnenböden.

Ebenfalls mit der Bodenwirksamkeit bei Einspeisung kalten Zulaufs beschäftigten sich A.P. Zaiko und V.M. Platonov [9]. Sie erarbeiteten ein Modell zur Berechnung der Wärmeübertragung auf dem Boden und zeigten Meßergebnisse, die an großtechnischen Anlagen gewonnen wurden.

Die Direktwärmeübertragung in Gridpackungen bei der Vakuumdestillation von Ölrückständen mit Umpumpbereichen ist Gegenstand einer Arbeit von B. Kulbe, K. Hoppe und J. Keller [10]. Es werden Wärmeübertragungsleistungen und eine Berechnungsgleichung für den Wärmeübergangskoeffizienten mitgeteilt.

In einem Beitrag von A. Ito und K. Asano [11] wird ein auf der laminaren Grenzschichttheorie aufbauendes Modell zur Vorausberechnung der Anzahl der Übertragungseinheiten für die Rektifikation bei gekühlt zugeführtem Rücklauf mit Meßwerten überprüft. Letztere konnten bei der Gegenstrom-Direktkondensation von Methanol/Wasser-Dämpfen in einem kleinen Strömungskanal

ermittelt werden.

Ergebnisse systematischer Untersuchungen zum Wärme- und Stoffaustausch bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation in Füllkörperschüttungen, z.B. durch Einspeisung kalter Rücklaufflüssigkeit in Rektifizierkolonnen, sind bisher nicht bekannt geworden.

1.2 Abgrenzung und Ziel der Arbeit

Bei der Direktkondensation eines Gemischdampfes auf der Oberfläche einer kalten Flüssigkeit werden, wie bei der indirekten Kondensation und sofern keine Totalkondensation stattfindet, gegeben durch das thermodynamische Phasengleichgewicht bevorzugt die schwerersiedenden Bestandteile kondensieren. Dies wird bei nur einseitig gerichtetem Stoffübergang im Vergleich zur Rektifikation zu einer geringeren Anzahl an höhenbezogenen theoretischen Stufen oder Übertragungseinheiten führen, welcher die installierten Einbauten in der Trennwirkung äquivalent sind.

Für den Fall der Einspeisung kalten Zu- oder Rücklaufs in Rektifizierkolonnen wird der Verlauf der Betriebslinien und damit auch der Energieverbrauch der Verdampfungseinrichtung aufgrund der internen Änderung der Rücklaufflüssigkeitsmenge beeinflusst.

Die mit einem Stoffaustausch gekoppelte Wärmeübertragung in einer Direktkondensationszone hängt von der Menge des in die Trennkolonne eingespeisten kalten Zu- oder Rücklaufs und vom Grad der Abkühlung unter die Siedetemperatur ab sowie von Gemischeigenschaften wie Kondensationsenthalpie und spezifischer Wärmekapazität. Einen Einfluß auf die Leistung der Direktkondensationszone können aber auch einbautenspezifische Parameter haben.

Ausgehend von diesen Überlegungen sollten durch systematische experimentelle Untersuchungen des Einflusses von kalt eingespeistem Rücklauf auf die Trennwirkung von Kolonneneinbauten bei der Rektifikation Erkenntnisse zum Wärme- und Stoffaustausch in der sich am Kopf der Kolonne ausbildenden Kondensationszone gewonnen werden.

Angesichts der sich ständig erweiternden Einsatzgebiete von Füllkörperkolonnen sollten die Forschungen mit dem Ziel durchgeführt werden, aufbauend auf der von R. Billet [3] vorgestellten Theorie zum Wärme- und Stoffaustausch bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation sowie auf der Basis einiger Erweiterungen, Antworten auf die folgenden Fragen zu finden:

- a) Wie ist der Verlauf der Betriebslinie in Direktkondensationsbereichen in Rektifizierkolonnen?
- b) Wie groß sind die Direktkondensationszonen am Kopf von Schüttungen einiger der bekanntesten Füllkörper bei unterschiedlich starker Abkühlung des Rücklaufs, bei verschiedenen spezifischen Flüssigkeitsbelastungen und bei zwei Gemischen, die sich in den einflußnehmenden Stoffwerten stark unterscheiden?
- c) Wie groß sind unter diesen Bedingungen die den Wärme- und Stoffaustausch bei der partiellen Gegenstrom-Direktkondensation charakterisierenden Einflußgrößen nach der Theorie von Billet [3,7] ?
- d) Wie gut ist die Trennwirkung von Einbauten bei Direktkondensation im Vergleich zu derjenigen bei Rektifikation?

Die Experimente sollten in einer eigens zu diesem Zweck konzipierten Versuchsanlage in halbtechnischem Maßstab durchgeführt werden. Zur Vereinfachung wurde festgelegt, die Untersuchungen auf binäre Gemische bei Normaldruck zu beschränken.

2. Theoretische Grundlagen

2.1 Wärme- und Stoffaustausch bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation

In einer Grundlagenarbeit zum Wärme- und Stoffaustausch bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation hat Billet [3] bereits eine theoretische Analyse des Trennvorganges vorgenommen.

Ausgehend von den charakteristischen Größen einer Füllkörperschüttung, in welcher zur Anwärmung eines kalten flüssigen Gemisches Dampf eines Stoffsystems teilweise niedergeschlagen wird, wurden durch Energie- und Massenbilanzen Berechnungsgleichungen für den Zusammenhang zwischen gebildetem Kondensat und der Anreicherung der leichtersiedenden Bestandteile bzw. den Enthalpien von Flüssigkeiten und Dampf abgeleitet.

Für die Wärmedurchgangszahl in Abhängigkeit von diesen Größen und der Wärmeaustauschfläche sowie einer treibenden Temperaturdifferenz bei reinem Gegenstrom der beiden Phasen wurde eine Bestimmungsgleichung aufgestellt. Es wurde außerdem eine Größe definiert zum Vergleich der Trennwirkung von Direktkondensationszonen mit derjenigen von Schüttungen bei der Rektifikation.

Weiterhin gelang die Ableitung einer Gleichung zur Vorausberechnung der erforderlichen Zusatzhöhe bei Einspeisung kalten Rücklaufs in eine Füllkörperschüttung für die Rektifikation [7].

Da die durchgeführten Experimente auf diesen theoretischen Überlegungen basieren, werden zur Erläuterung der bei der Modellbildung getroffenen Annahmen oder Vereinfachungen sowie zur Darstellung von Erweiterungen die Ableitungen im folgenden mehr oder weniger ausführlich wiederholt.

2.1.1 Mittlere Wärmedurchgangszahl und Trennziffer

Wird eine Füllkörperschüttung mit der kalten Flüssigkeit eines binären Gemisches beaufschlagt, so kann die Gesamtschüttung in eine Kondensations- und eine Rektifizierzone aufgeteilt werden, Abb.2. Stellt man sich die Schüttung als porösen Körper mit gleichmäßig durchströmten parallelen Strömungskanälen mit dem hydraulischen Durchmesser d_h vor [12,13,14], so kann man idea-

lisiert reinen Gegenstrom zwischen Dampf $\dot{V}$ und Flüssigkeit $\dot{L}$ annehmen.

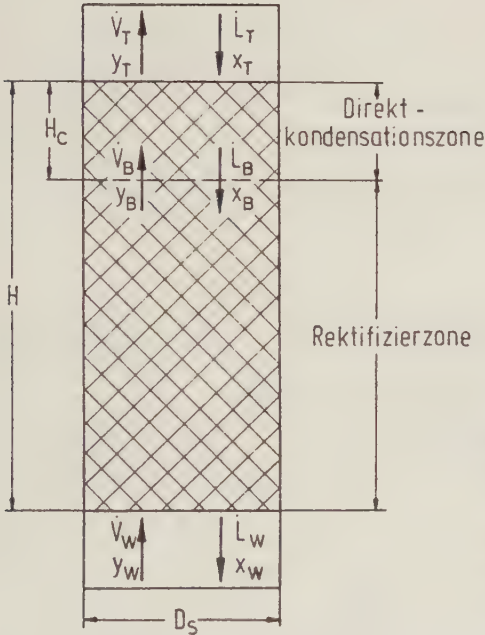


Abb.2

Charakteristische Größen einer in Direktkondensations- und Rektifizierzone aufgeteilten Füllkörperschüttung bei Einspeisung kalter Flüssigkeit

Die Kondensationszone mit den für die Bilanzen maßgebenden Größen ist schematisch in Abb.3 dargestellt.

Eine Bilanz für die leichtersiedende Komponente im Gemischdampf am Schüttungsvolumenelement mit der unendlich kleinen Höhe dh führt zu der Gleichung:

$$d\dot{V}_C \cdot x_C = \dot{V} \cdot y - (\dot{V} - d\dot{V}_C)(y + dy) \quad (1)$$

Darin bedeutet x_C die Konzentration der längs dh gebildeten unendlich kleinen Kondensatmenge $d\dot{V}_C$ und y die örtliche Dampfzusammensetzung. Bei Vernachlässigung des unendlich kleinen Gliedes $d\dot{V}_C \cdot dy$ kann Gl.(1) umgeformt werden zu:

$$\frac{d\dot{V}_c}{\dot{V}} = \frac{dy}{y-x_c} \quad (2)$$

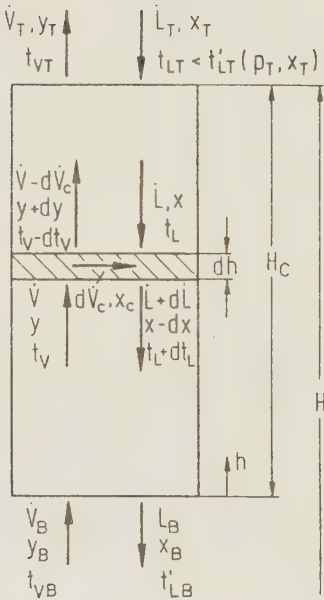


Abb.3
Charakteristische Größen einer
Direktkondensationszone

Dampf- und flüssigkeitsseitige Massenbilanzen ergeben die Gleichungen:

$$\dot{V} = \dot{V}_B - \dot{V}_c \quad (3a)$$

$$\dot{V}_c = \dot{V}_B - \dot{V}_T \quad (3b)$$

$$\dot{L}_B = \dot{L}_T + \dot{V}_c \quad (3c)$$

$\dot{V}_C$ beschreibt den Kondensatmolstrom, der bis zum Eintritt des Gemischdampfes $\dot{V}$ in das betrachtete Volumenelement des Kondensationsbereiches bereits zur Vorwärmung des kalten Gegenstrom-Rieselfilmes angefallen ist.

Durch Integration der Gl.(2) entsteht eine Berechnungsgleichung für das Gesamtkondensat $\dot{V}_C$ bei einer Anreicherung der leichtersiedenden Komponente im Gemischdampf von y_B auf y_T :

$$\dot{V}_C = \dot{V}_T \cdot \left[\exp \int_{y_B}^{y_T} \frac{dy}{y - x_C} - 1 \right] \quad (4)$$

Eine Wärmebilanz um die gesamte Kondensationszone für den Rieselfilm, welcher sich von der Temperatur t_{LT} am Kopf auf die Siedetemperatur t'_{LB} zur Konzentration x_B des Ablaufs durch die freigesetzte Kondensationsenthalpie und die Abkühlung des Kondensats aufwärmt, liefert bei Vernachlässigung von Überhitzungs- und Lösungsenthalpien den Zusammenhang:

$$\dot{V}_C \cdot (\Delta h_{VC} + h'_{LC}) + \dot{L}_T \cdot h_{LT} = \dot{L}_B \cdot h'_{LB} \quad (5)$$

Dieser kann bei Berücksichtigung der Gl.(3c) zu einer zweiten Berechnungsgleichung für die durch die kalte Flüssigkeit niedergeschlagene molare Dampfmenge $\dot{V}_C$ umgeformt werden, wenn weiterhin die im Vergleich zur Kondensationsenthalpie geringe Siedeenthalpiedifferenz zwischen Gesamtkondensat h'_{LC} und Kondensat-Rücklaufgemisch h'_{LB} vernachlässigt wird:

$$\dot{V}_C = \dot{L}_T \cdot \frac{h'_{LB} - h_{LT}}{\Delta h_{VC}} \quad (6)$$

Verknüpft man die Gln.(4) und (6), so folgt schließlich eine Abhängigkeit der Anreicherung der leichtersiedenden Komponente in der Dampfphase von der Abkühlung und den Stoffeigenschaften des kalten Rieselfilms sowie vom Mengenverhältnis am Kopf der Kondensationsschüttung:

$$\frac{\dot{L}_T}{\dot{V}_T} \cdot \frac{h'_{LB} - h_{LT}}{\Delta h_{VC}} = \exp \int_{y_B}^{y_T} \frac{dy}{y - x_c} - 1 \quad (7)$$

Diese Gleichung kann nicht explizit in y_B oder y_T dargestellt und daher nur iterativ gelöst werden. Es muß weiterhin ein Zusammenhang zwischen der Kondensatkonzentration x_c und der örtlichen Dampfkonzentration y bekannt sein. Außerdem muß die Gleichung der Betriebslinie vorliegen zur Ermittlung von x_B und schließlich h'_{LB} .

Eine Wärmebilanz für das betrachtete unendlich kleine Volumenelement ergibt:

$$d\dot{V}_c \cdot h''_V + \dot{L} \cdot h_L = (\dot{L} + d\dot{L}) \cdot (h_L + dh_L) \quad (8)$$

wenn die Dampfphase ständig als gesättigt angesehen wird. Mit der thermodynamischen Definitionsgleichung für die spezifische Verdampfungsenthalpie des gebildeten Teilkondensats

$$h''_V = h'_{Lc} + \Delta h_{VC} \quad (9)$$

und der aus einer Massenbilanz ableitbaren Bedingung für das Volumenelement

$$d\dot{V}_c = d\dot{L} \quad (10)$$

folgt bei Vernachlässigung des unendlich kleinen Terms $d\dot{V}_c \cdot dh_L$:

$$\dot{L} \cdot dh_L = d\dot{V}_c \cdot (\Delta h_{VC} + h'_{Lc} - h_L) \quad (11)$$

Diesen für die infinitesimal geringe Anwärmung der Flüssigkeit erforderlichen und durch die Kondensation freigesetzten Wärmestrom kann man entsprechend dem Gesetz für die Wärmeübertragung auch wie folgt beschreiben:

$$\begin{aligned}
 d\dot{Q} &= d\dot{V}_c (\Delta h_{vc} + h_{Lc} - h_L) \\
 &= \dot{L} \cdot dh_L \\
 &= k \cdot (t_v - t_L) \cdot dA
 \end{aligned} \quad (12)$$

Mit den Werten für eine mittlere örtliche Dampftemperatur t_v und eine mittlere örtliche Flüssigkeitstemperatur t_L berücksichtigt die so definierte Wärmedurchgangszahl den gesamten im betrachteten Volumenelement übertragenen Wärmestrom durch Kondensation und Kondensatabkühlung auf Mischungstemperatur. Mit der Konzentration $(x - dx)$, der Temperatur $(t_L + dt_L)$ und der zugehörigen molaren Enthalpie $(h_L + dh_L)$ verläßt die um $d\dot{V}_c$ vermehrte Rieselflüssigkeit das unendlich kleine Bilanzgebiet.

Das Kondensationsflächenelement dA kann aus der volumenbezogenen Wärmeübertragungsfläche a berechnet werden:

$$dA = a \frac{\pi}{4} D_S^2 \cdot dh \quad (13)$$

Mit den Gln.(2), (3a) und (13) wird Gl.(12) umgeformt:

$$\frac{dy}{y - x_c} \cdot (\dot{V}_g - \dot{V}_c) = \frac{k \cdot \vartheta \cdot a \frac{\pi}{4} D_S^2}{\Delta h_{vc} + h_{Lc} - h_L} \cdot dh \quad (14)$$

Darin steht ϑ für die Temperaturdifferenz $(t_v - t_L)$.

Wie bereits die Gln.(4) und (7), so ist auch Gl.(14) nur dann weiter auswertbar, wenn der Zusammenhang zwischen x_c und y bekannt ist. Außerdem muß die Abhängigkeit der Kondensatbildung vom Strömungsweg des Dampfes gegeben sein. Da Messungen zur Bestimmung dieses Zusammenhanges in Füllkörperschüttungen nicht möglich sind, wird eine lineare Abhängigkeit angenommen:

$$\dot{V}_c = (\dot{V}_g - \dot{V}_r) \cdot \frac{h}{H_c} \quad (15)$$

Es folgt dann aus Gl.(14) nach einer Umstellung:

$$\frac{dh}{\dot{V}_B - (\dot{V}_B - \dot{V}_T) \cdot \frac{h}{H_C}} = \frac{\Delta h_{VC} + H_{LC} - h_L}{k \cdot \vartheta \cdot a \cdot \frac{\pi}{4} D_S^2} \cdot \frac{dy}{y - x_C} \quad (16)$$

Integriert man nun über die Kondensationszonenhöhe H_C und die Anreicherung in der Dampfphase von y_B auf y_T , so ergibt sich nach einer weiteren Umformung und Einfügung der Gl.(3b):

$$\int_0^{H_C} \frac{dh}{1 + \frac{\dot{V}_C}{\dot{V}_T} \left[1 - \frac{h}{H_C} \right]} = \dot{V}_T \cdot \int_{y_B}^{y_T} \frac{\Delta h_{VC} + H_{LC} - h_L}{k \cdot \vartheta \cdot a \cdot \frac{\pi}{4} D_S^2} \cdot \frac{dy}{y - x_C} \quad (17)$$

Geht man von einer Modellvorstellung aus, wie sie auch der partiellen Kondensation zugrunde liegt [15], wonach das gebildete Kondensat eines Gemischdampfes die Phasengleichgewichtskonzentration zur örtlichen Dampfkonzentration besitzt, $x_C = x_E(y)$, so können die Gln.(4), (7) und (17) gelöst werden.

Die Berechtigung dieser Theorie wird im nachfolgenden Abschnitt diskutiert.

Zur weiteren Vereinfachung wird ein logarithmischer Mittelwert über die Direktkondensationszonenhöhe für die treibende Temperaturdifferenz eingeführt:

$$\vartheta_C = \frac{(t_{VT}'' - t_{LT}') - (t_{VB}'' - t_{LB}')}{\ln \frac{t_{VT}'' - t_{LT}'}{t_{VB}'' - t_{LB}'}} \quad (18)$$

sowie unter der Annahme stattfindender Phasengleichgewichtskondensation eine mittlere Kondensatkonzentration x_{EC} definiert:

$$x_{EC} = \frac{1}{y_T - y_B} \cdot \int_{y_B}^{y_T} x_E(y) dy \quad (19)$$

Die so ermittelten Konzentrationswerte weichen vernachlässigbar gering von denjenigen ab, die über eine Bilanz gefunden werden können.

Mit x_{EC} läßt sich auch eine mittlere Kondensationsenthalpie

$$\Delta h_{VC} = x_{EC} \cdot \Delta h_{V1} + (1 - x_{EC}) \cdot \Delta h_{V2} \quad (20)$$

und eine mittlere Kondensatenthalpie h'_{LC} abschätzen. Für die Flüssigkeit wird die logarithmisch gemittelte Enthalpie h_{Lm} eingesetzt.

Führt man nun die Integrationen in Gl.(17) aus, so folgt nach einigen Umformungen und unter Berücksichtigung der Gl.(4) eine Berechnungsgleichung für eine mittlere Wärmedurchgangszahl bei der partiellen Gegenstrom-Direktkondensation binärer Gemischdämpfe unter der weiteren Voraussetzung, daß die spezifische Austauschfläche a bekannt ist. Diese kann für die Auswertung von Meßdaten in erster Näherung gleich der volumenbezogenen geometrischen Oberfläche a_S der Einbauten gesetzt werden. Es folgt dann aus Gl.(17):

$$k_C = \dot{V}_T \cdot \left[\exp \int_{y_B}^{y_T} \frac{dy}{y - x_E(y)} - 1 \right] \cdot \frac{\Delta h_{VC} + h'_{LC} - h_{Lm}}{H_C \cdot \vartheta_C \cdot a_S \cdot \frac{\pi}{4} D_S^2} \quad (21)$$

Der Ansatz einer linearen Kondensatbildung mit dem Strömungsweg des Dampfes entsprechend Gl.(15) ist im Zusammenhang mit der Festsetzung von Mittelwerten k_C , ϑ_C , Δh_{VC} , h'_{LC} und h_{Lm} zu sehen, d.h. die Ableitung der Gl.(15), $d\dot{V}_C/dh$, ergibt einen konstanten Wert, was gleichermaßen auch für diese Ableitung gebildet aus Gl.(12) in Verbindung mit Gl.(13) gelten muß und durch Einführen der Mittelwerte erfüllt ist.

Den in Gl.(21) enthaltenen Integralausdruck, der schon von der partiellen Kondensation her bekannt ist [15], kann man als eine Trennziffer für die partielle Gegenstrom-Direktkondensation definieren und als die den Stoffaustausch beschreibende Größe verstehen:

$$N_{TC} = \int_{y_B}^{y_T} \frac{dy}{y - x_E(y)} \quad (22)$$

Die theoretische Analyse der partiellen Gegenstrom-Direktkondensation liefert also unter einigen vereinfachenden Annahmen Bestimmungsgleichungen für eine den Stoffaustausch erfassende Trennziffer N_{TC} und für eine den gekoppelten Wärmeaustausch berücksichtigende mittlere Wärmedurchgangszahl k_C .

Zur Erforschung der partiellen Gegenstrom-Direktkondensation mit dem Ziel der Erstellung von Grundlagendaten für die Auslegung solcher Direktkondensationszonen bestand daher die Aufgabe, diese Größen zu bestimmen.

Sind die beiden Konzentrationen y_B und y_T einer Messung zugänglich, so können Trennziffer und Wärmedurchgangszahl für eine gegebene Kondensationszonenhöhe berechnet werden. Da N_{TC} nach der Theorie stattfindender Phasengleichgewichtskondensation bei bekanntem Phasengleichgewicht für jeden Anwendungsfall aber auch mittels Gl.(7) vorausberechenbar ist, könnte die Richtigkeit dieser Theorie durch Meßwerte überprüft werden. Ist jedoch eine der beiden Konzentrationen meßtechnisch nicht erfaßbar, kann das Experiment zumindest die Wärmedurchgangszahl auf der Basis der getroffenen Annahmen ergeben. Die partielle Gegenstrom-Direktkondensation wird dann auf ein Wärmeübertragungsproblem reduziert.

Wie die einzelnen Größen in der Gl.(21) bestimmt werden können, soll in Abschnitt 2.5.2 erläutert werden.

2.1.2 Trennwirkung

Zur Beurteilung des Stoffaustausches in Kondensationszonen und zu Vergleichszwecken mit der Anreicherung bei Rektifikation ist die Kenntnis der Trennwirkung in Form einer für die Rektifikation gebräuchlichen Größe erforderlich und nützlich. Außerdem kann die Schüttungstrennwirkungsverschlechterung bei Einspeisung kalten Rück- und/oder Zulaufs von Interesse sein.

In der Füllkörper-Rektifiziertchnik ist es üblich, die Trenneffektivität von Einbauten durch die einer im hohen Schüttung äquivalente Anzahl an theoretischen Böden oder Stufen anzugeben, was dem Kehrwert des HETS-Wertes [4,16] entspricht. Daneben findet man zur Charakterisierung der Stoffaustauschleistung von

Schüttungen und Packungen den HTU_{OV} -Wert [4,17], welcher mit dem Quotienten aus Schütthöhe und äquivalenter Anzahl an totalen dampfseitigen Übertragungseinheiten entsprechend folgender Definition identisch ist:

$$NTU_{OV} = \int_{y_z}^{y_a} \frac{dy}{y_E(x) - y} \quad (23)$$

Es bedeutet $y_E(x)$ die Phasengleichgewichtskonzentration zur örtlichen Flüssigkeitskonzentration und y die durch die Betriebslinie dem x -Wert zugeordnete Dampfkonzentration im selben Strömungsquerschnitt, wenn ein Stoffübergangswiderstand nur für die Dampfphase zugrunde gelegt wird. Dabei ist y_z die Konzentration des Dampfes bei Eintritt in die Schüttung und y_a diejenige des Dampfes bei Verlassen der Schüttung, für den Fall der Einspeisung des Rücklaufs mit Siedetemperatur.

Die Verwendung von Übertragungseinheiten wird der kontinuierlichen Konzentrationsänderung längs des Strömungsweges in beiden Phasen eher gerecht als die Benutzung der theoretischen Stufenzahl und Erstere haben den Vorteil, daß sie vom Konzentrationsbereich unabhängig sind [17,18]. Die Berechnung von Integralwerten mit Hilfe von Computern oder Taschenrechnern ist außerdem nicht übermäßig aufwendig, so daß dies keinen Nachteil darstellt.

Die Anreicherung an leichtersiedenden Bestandteilen in der Dampfphase soll deshalb bei der Auswertung der Experimente mit Hilfe der NTU_{OV} -Werte beschrieben werden.

Geht man vom allgemeineren Fall für das Experiment aus, daß nicht die gesamte, kalt beaufschlagte Schüttung zur Direktkondensation benötigt wird, so liegt es nahe, die auf die Kondensationszone entfallende Anzahl der Übertragungseinheiten $(NTU_{OV})_C$

$$(NTU_{OV})_C = (NTU_{OV})_T - (NTU_{OV})_R \quad (24)$$

zu derjenigen für die Rektifizierzone $(NTU_{OV})_R$, jeweils bezogen auf die zugeordnete Höhe, ins Verhältnis zu setzen.

Man gewinnt $(NTU_{OV})_T$ mittels Gl.(23) für den Fall der Einspeisung kalten Rücklaufs in eine Testschüttung mit den Konzentrationen $y_z = y_W$ und $y_a = y_T$ (siehe Bild 2). Der Wert $(NTU_{OV})_R$ für die Rektifizierzone läßt sich mit dieser Gleichung bestimmen, wenn für $y_a = y_B$ gesetzt wird. Die Konzentration y_B kann, falls meßtechnisch nicht erfaßbar, auch aus Gl.(7) erhalten werden, wenn Phasengleichgewichtskondensation vorausgesetzt wird.

Mit den aufgeführten Größen bildet man das Verhältnis der Trennwirkungen m als Vergleichsgröße für den Stoffaustausch:

$$m = \frac{\frac{(NTU_{OV})_C}{H_C}}{\frac{(NTU_{OV})_R}{H - H_C}} = \frac{(NTU_{OV})_C}{(NTU_{OV})_R} \cdot \left(\frac{H}{H_C} - 1 \right) \quad (25)$$

welches für ein und dieselbe Dampfbelastung am Kopf der Rektifizierzone bzw. am unteren Ende der Kondensationszone definiert ist.

Unter der Annahme eines lediglich einseitig gerichteten Stoffüberganges durch Direktkondensation folgt, daß die Anreicherung der leichtersiedenden Bestandteile im Dampf in erster Näherung nur etwa halb so gut sein kann wie bei der Rektifikation (Stoffübergang in zwei, entgegengesetzte Richtungen) [3,7], wenn die molaren Verdampfungsenthalpien der Einzelkomponenten etwa gleich groß sind. Das experimentell bestimmbare Verhältnis der Trennwirkungen m müßte dann ungefähr beim Zahlenwert 0,5 liegen.

2.2 Erforderliche Zusatzschütthöhe kalt beaufschlagter Rektifizierkolonnen

Bei Kenntnis der Größe m ist es möglich, die für den Fall der Einspeisung kalter Flüssigkeit in Schüttungen für die Rektifikation zur Aufrechterhaltung des Kopfkonzentrationswertes erforderliche Zusatzhöhe ΔH zu ermitteln [7].

Ist H^+ die unbekannte erforderliche Gesamthöhe:

$$H^+ = H + \Delta H \quad , \quad (26)$$

die sich aus der für Zulauf mit Siedetemperatur notwendigen Höhe H und der Zusatzhöhe ΔH zusammensetzt, so führt der Ansatz, daß die höhenbezogene Anzahl der Übertragungseinheiten, welche auf die Rektifizierungszone entfallen (vgl. Abb.2), übereinstimmt mit der spezifischen Trennwirkung der Einbauten, ausgedrückt durch NTU_{OV}/H , zu der einfachen Gleichung:

$$\frac{(NTU_{OV})_R}{H^* - H_C} = \frac{NTU_{OV}}{H} \quad \text{für} \quad u_V \sqrt{\rho_V} = \text{konst.} \quad (27)$$

sofern der Dampfbelastungsfaktor identisch ist oder eine Abhängigkeit der Trennwirkung von ihm nicht existiert.

Die Gl.(25) kann unter Benutzung der neu eingeführten Größe H^+ umgeschrieben werden:

$$\frac{(NTU_{OV})_C}{H_C} = m \cdot \frac{(NTU_{OV})_R}{H^* - H_C} \quad (28)$$

Löst man Gl. (27) nach H^+ und Gl.(28) nach H_C auf und setzt Letztere in die umgeformte Gl.(27) ein, so ergibt die dann gebildete Gleichung für H^+ in Verbindung mit Gl.(26) die Berechnungsformel für die bei Einspeisung kalter Flüssigkeit erforderliche Zusatzhöhe ΔH :

$$\Delta H = \frac{(NTU_{OV})_R + \frac{(NTU_{OV})_C}{m}}{\frac{NTU_{OV}}{H}} - H \quad (29)$$

Die theoretischen Grundlagen zur Durchführung experimenteller Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation in Füllkörperschüttungen liegen damit größtenteils vor. Es fehlt lediglich noch eine Berechnungsgleichung für die Kondensationszonenhöhe für den Fall, daß im Experiment nicht die gesamte Testschüttung zur Flüssigkeitsanwärmung benötigt wird. Außerdem muß noch die Gleichung der Betriebslinie für Direktkondensations-

zonen abgeleitet werden.

Zunächst wird jedoch eine Betrachtung zur Lage des Wärme- und Stofftransportwiderstandes bei der Direktkondensation angestellt und die Theorie stattfindender Phasengleichgewichtskondensation diskutiert.

2.3 Diskussion der Theorie der Phasengleichgewichtskondensation

Die zur Lösung der Gln.(7) bzw. (22) und (21) notwendige Annahme stattfindender Phasengleichgewichtskondensation für den Fall, daß sich die Kondensationszone nicht über die gesamte Schüttung erstreckt, kommt einer Festlegung der Lage des Stoffübergangswiderstandes gleich.

Für die Direktkondensation von Gemischdämpfen mit Erwärmung eines kalten Rieselfilms unter sonst adiabaten Bedingungen sind für die Widerstandsverteilung bisher keine Hinweise in der Literatur zu finden. Mit der Lage des Stoffübergangswiderstandes bei der mit der partiellen Gegenstrom-Direktkondensation verwandten Teilkondensation haben sich jedoch mehrere Autoren auseinandergesetzt.

Hochgesand [19] und Begemann [20] fanden durch Untersuchungen zur Rektifikation mit Überlagerter Kondensation und zur Teilkondensation im leeren Rohr, daß der Widerstand für den Stoffübergang hauptsächlich in der Dampfphase liegt. Sauer [21] stellte jedoch bei der partiellen Kondensation des negativen Stoffpaares n-Heptan/Benzol in Füllkörperrohren fest, daß ein überwiegend flüssigkeitsseitiger Widerstand auftritt.

Wahrscheinlich ist, daß sich durch die bevorzugte Kondensation der schwerersiedenden Komponente an der Phasengrenzfläche Leichtersiedendes im Dampf aufstaut [22]. In beiden Phasen bilden sich daher, wenn man den Vorstellungen der Zweifilmtheorie folgt [18], Konzentrationsprofile entsprechend der Abb.4a.

Eine untere Grenze für die dampfseitige Grenzflächenkonzentration y_g ist bei idealer Durchmischung der Dampfphase durch die Einbauten näherungsweise mit der Dampfkonzentration y gegeben. Als obere Grenze kann nicht wie bei der Modellvorstellung für

die Rektifikation bei vollständigem Widerstand in der Dampfphase die Phasengleichgewichtskonzentration $y_E(x)$ angesehen werden.

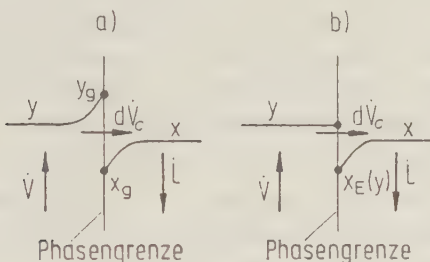


Abb. 4

Konzentrationsverlauf an der Phasengrenze zwischen Dampf- und Flüssigkeitsströmung entsprechend der Zweifilmtheorie

a) Widerstand in beiden Phasen b) Widerstand nur in der Flüssigkeit

Die Konzentration y_g liegt demnach in den Grenzen:

$$y \leq y_g < y_E(x)$$

Die Flüssigphasengrenzflächenkonzentration x_g kann einerseits selbst bei starkem Anstieg des y -Wertes kaum gleich dem örtlichen Wert x werden, aber andererseits bei fehlendem Konzentrationsgefälle in der Dampfphase mit dem Phasengleichgewichtswert $x_E(y)$ übereinstimmen, d.h. es gelten die Grenzen:

$$x_E(y) \leq x_g < x$$

Da die wahren Grenzflächenkonzentrationen x_g und y_g einer Messung in Füllkörperschüttungen nicht zugänglich sind, bleibt die Notwendigkeit bestehen, für eine Auswertung der abgeleiteten Gleichungen einen der aufgezeigten Grenzwerte jeweils als Grenzflächenwert anzunehmen.

Bei der Kondensation des Dampfes einer reinen Komponente bestimmt, wie experimentell nachgewiesen wurde, der Flüssigkeits-

film die Kondensationsleistung [22,23]. Dies wird, abhängig von der treibenden Temperaturdifferenz, auch bei der partiellen Gegenstrom-Direktkondensation von Gemischdämpfen hauptsächlich der Fall sein, so daß dann ein möglicher Stoffübergangswiderstand in der Dampfphase nur eine untergeordnete Rolle spielt. Dies bedeutet, daß für das örtlich gebildete Kondensat bei einer intensiven Durchmischung der Dampfphase durch die Einbauten die Phasengleichgewichtskonzentration zur Dampfkonzentration als wahrscheinlichster Wert angenommen werden darf.

Vernachlässigt man also auch unter Berücksichtigung der Ergebnisse von Sauer [21] den Widerstand in der Dampfphase, so kann x_g gleich $x_E(y)$ gesetzt werden. Die Konzentrationsprofile an der Phasengrenze sind für diesen Fall in der Abb.4b wiedergegeben.

Die Anreicherung der leichtersiedenden Komponente im Dampf durch partielle Gegenstrom-Direktkondensation von y_B auf y_T ist dann mit Gl.(7) vorausberechenbar, wenn das Mengenverhältnis, die Flüssigkeitsabkühlung, Stoffwerte und das Phasengleichgewicht bekannt sind.

Die Verwendung von Übertragungseinheiten anstelle der theoretischen Stufenzahlen wurde bereits begründet.

Der Definition von totalen dampfseitigen Übertragungseinheiten zur Beschreibung der Trenneffektivität entsprechend Gl.(23) liegt die Annahme zugrunde, daß ein Stoffübergangswiderstand auf die Dampfphase konzentriert ist.

Die Verwendung von NTU_{OV} -Werten zur Charakterisierung der Trennwirkung der Direktkondensationszonen erfolgt in Anlehnung an die Trennwirkungsbewertung bei der Rektifikation lediglich aus Gründen der Vergleichbarkeit.

Der Gebrauch von totalen flüssigkeitsseitigen oder dampfseitigen Übertragungseinheiten ist im Prinzip gleichwertig, da beide Größen einen fiktiven Charakter haben. Außerdem sind sie mit Hilfe der Steigung der Gleichgewichtskurve und dem Mengenverhältnis leicht ineinander umrechenbar [18].

Für den Fall des totalen Rücklaufs ($\dot{L}/\dot{V} = 1$) stimmt die Trenn-

ziffer N_{TC} nach Gl.(22) mit dem auf die Flüssigkeitsseite bezogenen Wert für die Übertragungseinheiten NTU_{OL} überein, da beiden Werten die Annahme zugrunde liegt, daß im Dampf kein Konzentrationsgefälle existiert.

Bei der Rektifikation, insbesondere unter Vakuum, liegt der Stoffübergangswiderstand jedoch vorwiegend in der Dampfphase. Moderne Auslegungsmethoden für Füllkörperschüttungen basieren deshalb auch auf Bestimmungsmethoden für den HTU_{OV} -Wert [24].

Aus diesem Grund sollen zur Beschreibung der Trennwirkung von Rektifizier- und Kondensationszonen in dieser Arbeit die auf die Dampfphase bezogenen NTU_{OV} -Werte benutzt werden.

2.4 Direktkondensationszonen

Da Rektifizierkolonnen nicht mit totalem Rücklauf betrieben werden, muß im praktischen Anwendungsfall zur Auswertung der Gl.(7) bei bekanntem Verhältnis der Molströme am Kopf der Kondensationszone der Zahlenwert der Konzentration x_B der aus dieser abströmenden Flüssigkeit berechenbar sein.

Durch die Kondensation innerhalb der Trennsäule ändert sich der interne Rücklauf und damit auch der Verlauf der Betriebslinie.

Die Steigung der Betriebslinie in einem beliebigen Kolonnenquerschnitt wird durch das Verhältnis der Molströme $\dot{L}/\dot{V}$ bestimmt [14]. Bei der Direktkondensation in der Kolonne nehmen Flüssigkeits- und Dampfstrom in Richtung der Flüssigkeitsströmung zu.

Im Verstärkungsteil einer Rektifiziersäule steigt der Quotient $\dot{L}/\dot{V}$ in der Kondensationszone in Richtung der Flüssigkeitsströmung an, da er aufgrund der Destillatentnahme am Kopf stets kleiner als 1 ist.

Ist am Kopf der Rektifizierzone das Belastungsverhältnis $\dot{L}/\dot{V}$ identisch demjenigen am Kopf der Kolonne bei Rücklauf mit Siedetemperatur, dann wird sich die geforderte Destillatkonzentration nur erzielen lassen, wenn die Betriebslinie oberhalb der für Rücklauf mit Siedetemperatur gültigen liegt.

Im Abtriebsteil hingegen ist das Molstromverhältnis immer grös-

Der auf die jeweilige Kondensationszone entfallende Konzentrationsbereich und die Betriebslinienverschiebungen wurden zur besseren Verdeutlichung absichtlich übertrieben groß wiedergegeben. Zusätzlich ist der Verlauf bei Rücklauf mit Siedetemperatur und kaltem Zulauf gestrichelt eingezeichnet, ohne Berücksichtigung des Konzentrationssprunges im Zulaufquerschnitt.

Der für diesen Fall ebenfalls gestrichelt eingetragene Treppenzug zur Bestimmung der theoretischen Stufenzahlen verdeutlicht, daß bei Berücksichtigung des genauen Verlaufs der Betriebslinien der Bedarf an theoretischen Stufen größer sein kann. Abhängig ist dies jedoch von der Größenordnung der mit den Mengenänderungen verbundenen Konzentrationsänderungen in den Direktkondensationszonen. Mit der Gl.(7) und der noch abzuleitenden Gleichung für die Betriebslinie können sie berechnet werden.

Letztere kann man durch einfache Bilanzen finden. Dazu ist in Abb.6 eine Direktkondensationszone mit den maßgebenden Größen schematisch dargestellt.

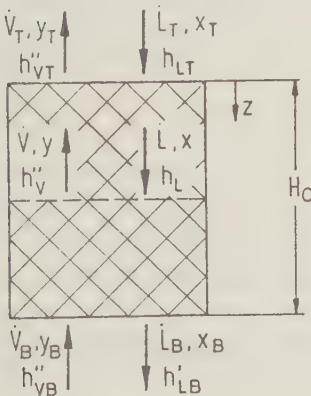


Abb.6

Direktkondensationszone mit charakteristischen Größen zur Ableitung der Betriebsliniengleichung

Eine Bilanz für die leichtersiedenden Bestandteile in den Molströmen um den oberen Teil ergibt:

$$\dot{V} \cdot y + \dot{L}_T \cdot x_T = \dot{V}_T \cdot y_T + \dot{L} \cdot x \quad (30)$$

Mit dem längs des Flüssigkeitsströmungsweges z gebildeten Teil-kondensat $\dot{V}_c$ und den Mengen im beliebigen Querschnitt können diejenigen am Kopf der Schüttung ausgedrückt werden:

$$\dot{V}_T = \dot{V} - \dot{V}_c \quad , \quad (31a)$$

$$\dot{L}_T = \dot{L} - \dot{V}_c \quad . \quad (31b)$$

Setzt man diese Zusammenhänge in Gl.(30) ein und formt um, so folgt die allgemeine Form für die Gleichung der Betriebslinie in einer Direktkondensationsschüttung:

$$y = y_T - \frac{\dot{L}}{\dot{V}}(x_T - x) - \frac{\dot{V}_c}{\dot{V}}(y_T - x_T) \quad , \quad (32)$$

in welcher die Molströme $\dot{L}$, $\dot{V}$ und $\dot{V}_c$ in Abhängigkeit von der Flüssigkeitserwärmung bestimmt werden müssen.

Da sinnvollerweise der Betriebszustand des jeweiligen kalten Zulaufs $\dot{L}_T$ als Bezugsgröße zugrunde gelegt wird, muß im Folgenden zwischen einer Direktkondensationszone am Kopf einer Verstärkungskolonne bei kaltem Rücklauf und einer solchen am oberen Ende einer Abtriebskolonne bei kaltem Rücklauf-Zulaufgemisch unterschieden werden.

2.4.1 Am Kopf von Verstärkungssäulen

Wird das Dampfgemisch im Kopfkondensator vollständig niedergeschlagen, so gilt am Kopf einer Rektifizierkolonne bei heißem wie bei kaltem Rücklauf:

$$y_D = x_D = x_T = y_T \quad . \quad (33)$$

Damit folgt aus Gl.(32) für die Betriebslinie am Kopf eines Verstärkungsteils:

$$y = x_D - \frac{\dot{L}}{\dot{V}}(x_D - x) \quad . \quad (34)$$

Gl.(34) ist in dieser allgemeinen Form identisch mit der Gleichung der Verstärkungsgeraden [14].

Das Mengenverhältnis $\dot{L}/\dot{V}$ ist jedoch von der örtlich noch vorhandenen Abkühlung der Flüssigkeit unter die Siedetemperatur abhängig und somit längs des Strömungsweges veränderlich.

Aus den Molströmen am Kopf und der bis zum betrachteten Querschnitt angefallenen Kondensatmenge $\dot{V}_c$ ergibt sich:

$$\frac{\dot{L}}{\dot{V}} = \frac{\dot{L}_T + \dot{V}_c}{\dot{V}_T + \dot{V}_c} \quad (35)$$

Für die längs des Flüssigkeitsströmungsweges z bis zum betrachteten Querschnitt angefallene Kondensatmenge $\dot{V}_c$ kann analog zur Herleitung der Gl.(8) über eine Wärmebilanz die folgende Beziehung gefunden werden:

$$\dot{V}_c = \dot{L}_T \cdot \frac{h_L - h_{LT}}{\Delta h_{VC} + K_{LC} - h_L} \quad (36)$$

Zur Vereinfachung soll für den Enthalpiequotienten die vom Strömungsweg im Verstärkungsteil abhängige Größe $q_e(z)$ gesetzt werden:

$$q_e(z) = \frac{h_L - h_{LT}}{\Delta h_{VC} + K_{LC} - h_L} \quad (37)$$

Für die gesamte anfallende Kondensatmenge $\dot{V}_c$ gilt wiederum die Gl.(6). Mit Gl.(36) und (37) folgt dann aus Gl.(35) nach einigen Umformungen die Abhängigkeit des Belastungsverhältnisses an beliebiger Stelle in der Kondensationszone vom Wert am Kopf der Verstärkungssäule $\dot{L}_T/\dot{V}_T$ und dem Enthalpiequotienten $q_e(z)$:

$$\frac{\dot{L}}{\dot{V}} = \frac{(1 + q_e(z)) \cdot (\dot{L}_T/\dot{V}_T)}{1 + q_e(z) \cdot (\dot{L}_T/\dot{V}_T)} \quad (38)$$

Mit q_e nach Gl.(39) anstelle $q_e(z)$:

$$q_e = \frac{K_{LB} - h_{LT}}{\Delta h_{VC}} \quad \text{für } K_{LB} \approx K_{LC} \quad (39)$$

kann aus Gl.(38) durch Substitution der Größen der Zusammenhang zwischen dem Belastungsverhältnis $\dot{L}_B/\dot{V}_B$ zu Beginn der Rektifizierungszone und demjenigen am Kopf aufgestellt werden.

Zur Verdeutlichung der Größenordnung der Änderung des Belastungsverhältnisses in Direktkondensationszonen in Verstärkungskolonnen ist nach einer zahlenmäßigen Auswertung der Gl.(38) für verschiedene Kopfwerte $\dot{L}_T/\dot{V}_T$ in Abb.7 dasjenige am unteren Ende $\dot{L}_B/\dot{V}_B$ über dem Enthalpiequotienten q_e aufgetragen.

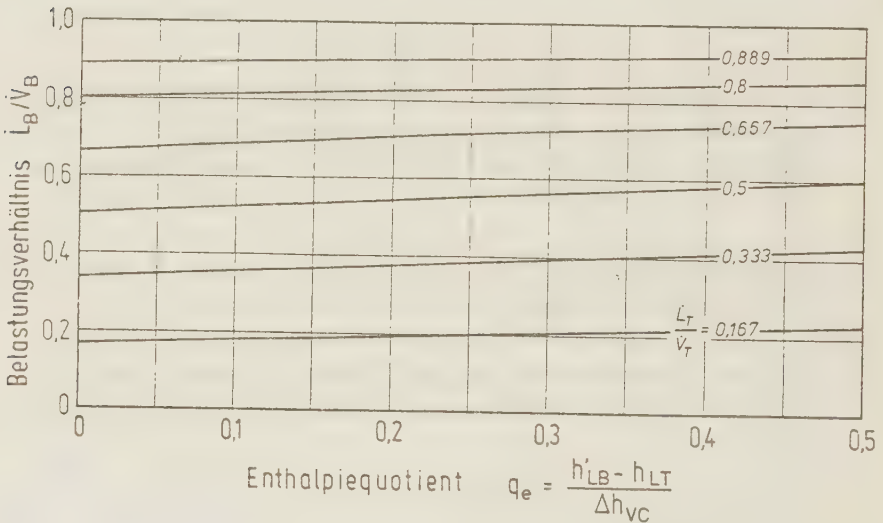


Abb. 7

Änderung des Belastungsverhältnisses vom oberen zum unteren Ende einer Direktkondensationszone im Verstärkungsteil abhängig vom Enthalpiequotienten

Die Zunahme der Belastungsverhältnisse ist unverkennbar, ebenso wie die Tatsache, daß bei Werten von $\dot{L}_T/\dot{V}_T$ um etwa 0.5 die Änderung der Steigung der Betriebslinie am größten ist. Bildet man zur Untersuchung dieses Sachverhaltes die Ableitung nach $(\dot{L}_T/\dot{V}_T)$ der aus Gl.(38) (mit q_e für $q_e(z)$ und $\dot{L}_B/\dot{V}_B$ für $\dot{L}/\dot{V}$) erhältlichen Funktion:

$$\left(\frac{\dot{L}_B}{\dot{V}_B} - \frac{\dot{L}_T}{\dot{V}_T} \right) = \frac{q_e \cdot (\dot{L}_T / \dot{V}_T) \cdot (1 - (\dot{L}_T / \dot{V}_T))}{1 + q_e \cdot (\dot{L}_T / \dot{V}_T)} \quad (40)$$

so findet man die Bestimmungsgleichung für das der maximalen Änderung entsprechende, von q_e abhängige Kopfbelastungsverhältnis

$$\frac{\dot{L}_T}{\dot{V}_T} = -\frac{1}{q_e} \pm \sqrt{\frac{1}{q_e^2} + \frac{1}{q_e}} \quad (41)$$

wobei für alle q_e größer 0 nur die positive Lösung physikalisch sinnvoll ist. Eine Auswertung für $q_e = 0.5$ ergibt beispielsweise, daß die maximale Änderung der Betriebsliniensteigung bei $\dot{L}_T / \dot{V}_T = 0.45$ entsprechend dem Kopfrücklaufverhältnis $r_T = 0.816$ auftreten wird, für $q_e = 0.1$ findet man $r_T = 0.953$.

Man muß demnach mit einer maximalen Änderung der Betriebsliniensteigung rechnen, wenn das Kopfrücklaufverhältnis in der Größenordnung von etwa 0.9 liegt.

Das auf den beliebigen Querschnitt bezogene Rücklaufverhältnis r :

$$r = \frac{\dot{L}}{\dot{D}} \quad (42a)$$

oder dasjenige am unteren Ende des Kondensationsbereiches

$$r_B = \frac{\dot{L}_B}{\dot{D}} \quad (42b)$$

kann aus demjenigen am Kolonnenkopf

$$r_T = \frac{\dot{L}_T}{\dot{D}} \quad (42c)$$

durch Verknüpfen der Gl. (42a) bzw. (42b) mit den Gln. (31b), (36), (37) bzw. (30), (6) und der Gl. (39) berechnet werden:

$$r = r_T \cdot (1 + q_e(z)) \quad (43a)$$

$$r_B = r_T \cdot (1 + q_e) \quad (43b)$$

Mit dem örtlichen Rücklaufverhältnis ist das Belastungsverhältnis bekanntlich [14] durch die folgende Beziehung verbunden:

$$\frac{r}{r+1} = \frac{\dot{L}}{\dot{V}} \quad (44)$$

so daß man aus Gl.(38) den Ausdruck ableiten kann:

$$\frac{\dot{L}}{\dot{V}} = \frac{r_T \cdot (1 + q_e(z))}{1 + r_T \cdot (1 + q_e(z))} \quad (45)$$

Mit Gl.(45) erhält man dann aus Gl.(34) die Gleichung für die Betriebslinie im Direktkondensationsbereich einer Verstärkungskolonne:

$$y = \frac{r_T \cdot (1 + q_e(z))}{r_T \cdot (1 + q_e(z)) + 1} \cdot x + \frac{x_D}{r_T \cdot (1 + q_e(z)) + 1} \quad (46)$$

die sich nur durch den Korrekturterm $(1 + q_e(z))$ von der Gleichung der Verstärkungsgeraden unterscheidet.

2.4.2 Am Kopf von Abtriebssäulen

Wird der Zulauf kalt der Rektifizierkolonne zugeführt, so bildet er zusammen mit der aus dem Verstärkungsteil ablaufenden Flüssigkeit $\dot{L}_i$ die Aufgabemenge für die Abtriebssäule:

$$\dot{L}_{iF} = \dot{F} + \dot{L}_i \quad (47)$$

In die Rektifizierzone strömt dann der um die Kondensatmenge vergrößerte Molstrom:

$$\dot{L}_i^* = \dot{F} + \dot{L}_i + \dot{V}_C \quad (48)$$

In Abb.8 ist schematisch die Kondensationszone mit den charakteristischen Größen für diesen Fall dargestellt.

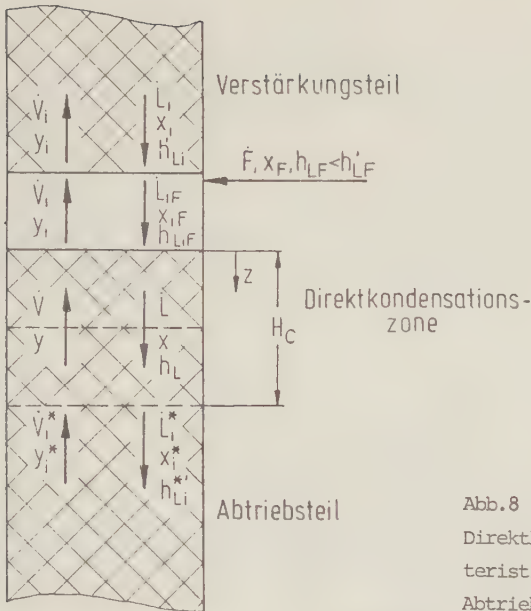


Abb.8

Direktkondensationszone mit charakteristischen Größen am Kopf einer Abtriebskolonnenschüttung

Die Konzentration der Aufgabemenge $\dot{L}_{iF}$ kann mit Hilfe einer einfachen Bilanz bestimmt werden:

$$x_{iF} = \frac{\dot{F} \cdot x_F + \dot{L}_i \cdot x_i}{\dot{F} + \dot{L}_i} \quad (49)$$

Setzt man nun die entsprechenden Größen für den Abtriebsteil in die allgemeine Form der Betriebsliniengleichung Gl.(32) ein, so folgt:

$$y = y_i - \frac{\dot{L}}{\dot{V}} (x_{iF} - x) - \frac{\dot{V}_C}{\dot{V}} (y_i - x_{iF}) \quad (50)$$

Dieser Zusammenhang kann auch durch Bilanzen analog zur Herleitung der Gl.(32) gefunden werden.

Für die Teilkondensatmenge gilt wiederum:

$$\dot{V}_C(z) = (\dot{L}_i + \dot{F}) \cdot q_s(z) \quad (51)$$

mit

$$q_s(z) = \frac{h_L - h_{LiF}}{\Delta h_{VC} + h'_{LC} - h_L} \quad , \quad (52)$$

und für das Gesamtkondensat erhält man:

$$\dot{V}_C = (\dot{L}_i + \dot{F}) \cdot q_s \quad , \quad (53)$$

mit

$$q_s = \frac{h_{Li}^* - h_{LiF}}{\Delta h_{VC}} \quad \text{für } h_{LC} \approx h_{Li}^* \quad , \quad (54)$$

wenn h'_{LC} ungefähr gleich h_{Li}^* gesetzt werden darf.

Für das Belastungsverhältnis an beliebiger Stelle der Direktkondensationszone kann analog zur Herleitung der Gl.(38) der Zusammenhang aufgestellt werden:

$$\frac{\dot{L}}{\dot{V}} = \frac{(1 + q_s(z)) \cdot (\dot{L}_{iF} / \dot{V}_i)}{1 + q_s(z) \cdot (\dot{L}_{iF} / \dot{V}_i)} \quad (55)$$

In Abb.9 ist für verschiedene Werte von q_s und $\dot{L}_{iF} / \dot{V}_i$ eine Auswertung der Gl.(55) dargestellt worden.

Es zeigt sich, daß bei $\dot{L} / \dot{V}$ größer als 1 mit steigendem Kopfbelastungsverhältnis auch die Änderung des Mengenverhältnisses längs der Kondensationszone ansteigt, d.h. bei großen Werten für $\dot{L}_{iF} / \dot{V}_i$ fällt $\dot{L} / \dot{V}$ am stärksten ab.

Dies wird bestätigt durch eine Differentiation der Funktion

$$\left(\frac{\dot{L}_i}{\dot{V}_i^*} - \frac{\dot{L}_{iF}}{\dot{V}_i} \right) = f \left(\frac{\dot{L}_{iF}}{\dot{V}_i}, q_s \right) \quad , \quad (56)$$

welche zu einer Lösung entsprechend Gl.(41) führt.

Da Gl.(41) für q_s größer als 0 keine positive Lösung größer als 1 liefert, gibt es also bei $\dot{L}_{iF} / \dot{V}_i$ größer als 1 kein ausge-

zeichnetes Belastungsverhältnis mit maximaler Änderung der Betriebsliniensteigung.

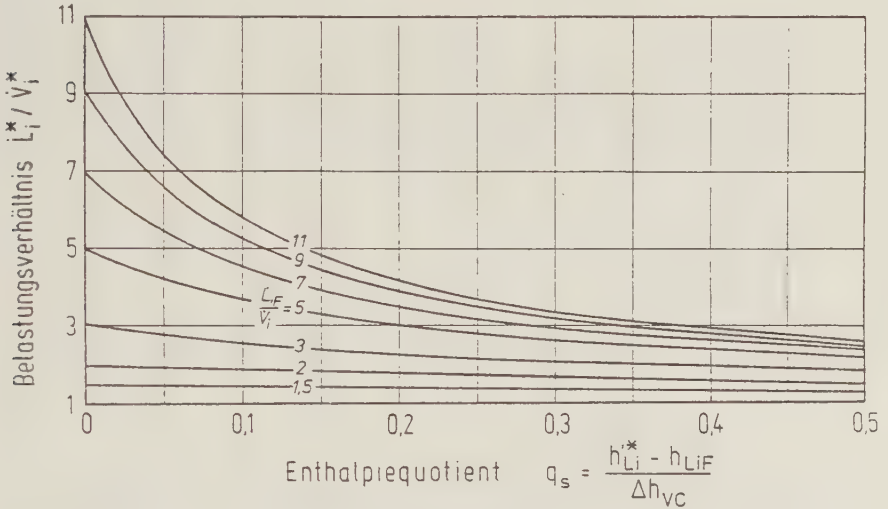


Abb.9

Änderung des Belastungsverhältnisses vom oberen zum unteren Ende einer Direktkondensationszone im Abtriebsteil abhängig vom Enthalpiequotienten

Für die Ablaufverhältnisse bezogen auf den Zulaufquerschnitt, einen beliebigen Querschnitt in der Kondensationszone oder auf das untere Ende des Kondensationsbereiches:

$$w_i = \frac{\dot{L}_i + \dot{F}}{\dot{W}} \quad , \quad (57a)$$

$$w = \frac{\dot{L}_i + \dot{F} + \dot{V}_c}{\dot{W}} \quad , \quad (57b)$$

$$w_i^* = \frac{\dot{L}_i^*}{\dot{W}} \quad , \quad (57c)$$

kann man unter Benutzung der Gln.(51) bzw. (53) die Zusammenhänge ableiten:

$$w = w_i \cdot (1 + q_s(z)) \quad (58a)$$

$$w_i^* = w_i \cdot (1 + q_s) \quad (58b)$$

Mit Gl.(57a) und einer Massenbilanz um die gesamte Abtriebskolonne folgt für das Mengenverhältnis $\dot{L}/\dot{V}$ an beliebiger Stelle im Direktkondensationsbereich aus Gl.(55):

$$\frac{\dot{L}}{\dot{V}} = \frac{w_i \cdot (1 + q_s(z))}{w_i \cdot (1 + q_s(z)) - 1} \quad (59)$$

Für den Quotienten $\dot{V}_c/\dot{V}$ ergibt sich nach ähnlicher Ableitung:

$$\frac{\dot{V}_c}{\dot{V}} = \frac{w_i \cdot q_s(z)}{w_i \cdot (1 + q_s(z)) - 1} \quad (60)$$

so daß nun auch die Gleichung der Betriebslinie in der Direktkondensationszone einer Abtriebskolonne nach einigen Umformungen aus Gl.(50) gefunden werden kann:

$$y = \frac{w_i \cdot (1 + q_s(z))}{w_i \cdot (1 + q_s(z)) - 1} \cdot x - \frac{x_w}{w_i \cdot (1 + q_s(z)) - 1} \quad (61)$$

Bis auf das Korrekturglied $(1 + q_s(z))$ stimmt sie mit der Abtriebsgeradengleichung überein.

Zur Bestimmung der Dampfkonzentration an beliebiger Stelle in Direktkondensationsbereichen oder zur Ermittlung des Wertes x_B der auf Siedetemperatur erwärmten Rücklaufflüssigkeit sind damit die erforderlichen Gleichungen der Betriebslinien bekannt. Die in Abschnitt 1.2 gestellte Frage nach dem Verlauf kann somit für jeden Anwendungsfall geklärt werden.

Bei der Auslegung kalt beaufschlagter Schüttungen kann man so vorgehen, daß zunächst die mengenmäßige Durchrechnung für Rücklauf bzw. Zulauf mit Siedetemperatur ausgeführt wird. Anschließend sollte die Abkühlung insofern berücksichtigt werden, als durch Bestimmung der Kondensatmenge $\dot{V}_c$ nach Gl.(6) in Verbin-

dung mit Gl.(3c) durch Ersetzen der Enthalpiewerte h'_{LB} durch h'_{LT} bzw. h'_{LiF} und Δh_{VC} durch Δh_{VT} bzw. Δh_{ViF} , die internen Mengänderungen erfaßt werden.

Für die Kondensationszonen gelten dann jeweils zur Bestimmung der Konzentrationen am unteren Ende die abgeleiteten Gleichungen (46) bzw. (61) und (7). Für die Rektifizierzonen sind die Gleichungen der Verstärkungsgeraden bzw. Abtriebsgeraden oder im Falle unterschiedlicher molarer Verdampfungsenthalpien der Komponenten die Gleichungen für die Verstärkungslinie bzw. Abtriebslinie maßgebend.

Mit den Gleichungen für die Mengen in Rektifizierkolonnen kann dann auch diejenige Dampfmenge bestimmt werden, welche in der Verdampfungseinrichtung zu erzeugen ist, womit der Heizdampfverbrauch berechenbar wird. Letzterer kann aber auch durch eine Gesamtwärmebilanz um die Rektifizierkolonne gefunden werden [14].

2.5 Grundlagen des Meß- und Auswertungsverfahrens

Zur Messung des Wärme- und Stoffaustausches bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation in Füllkörperschüttungen auf der Basis der vorgestellten theoretischen Grundlagen kann die Ermittlung von Trennziffern und Wärmedurchgangszahlen durch Einspeisung kalter Rücklaufflüssigkeit in eine Testschüttung vorgenommen werden [7].

Je nach Belastungsverhältnis $\dot{L}/\dot{V}$ und Abkühlung kann die Direktkondensationszone nur einen Teil oder die Gesamtschütthöhe beanspruchen.

Da es betriebstechnisch äußerst schwierig ist, diejenigen Wertepaare von Flüssigkeitsbelastung und -temperatur zu finden, bei welchen genau die fest installierte Gesamtschüttung zur Kondensationszone wird, wurden von vorneherein die Experimente so geplant, daß die Kondensationszone nur einen Teil der Schüttung einnimmt.

Im Vergleich zur Beaufschlagung mit Flüssigkeit im Siedezustand, d.h. bei reiner Rektifikation in der gesamten Schüttung, muß die Trennwirkung der Testkolonne aufgrund des geringeren Stoffaustausches bei Direktkondensation abfallen.

Für einen stabilen Betrieb der Versuchsanlage und zur Vereinfachung

chung der Auswertungen sollten die Experimente mit totalem Rücklauf und bei Normaldruck durchgeführt werden.

2.5.1 Betriebsweise zur Bestimmung der reduzierten bezogenen Trennwirkung

Durch Messung der Konzentration des Dampfes an Kopf und Sumpf der Schüttung ist es möglich, bei konstantem Dampfbelastungsfaktor, d.h. bei konstanter Heizleistung der Verdampfungseinrichtung, eine reduzierte bezogene Trennwirkung der Schüttung als Verhältnis der Anzahl an Übertragungseinheiten bei kaltem und bei heißem Rücklauf in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung Δt unter die Siedetemperatur zu finden:

$$\left[\frac{(NTU_{OV})_T}{NTU_{OV}} \right]_{H, \frac{\dot{L}}{\dot{V}}, (u_V \sqrt{P_V})_W = konst.} = f(\Delta t) \quad (62)$$

mit:

$$\Delta t = t'_{LT} - t_{LT} \quad (63)$$

Die Gesamthöhe H und das Belastungsverhältnis $\dot{L}/\dot{V}$ am unteren Zonenende müssen ebenfalls konstant gehalten werden.

Diese reduzierte bezogene Trennwirkung kann Aufschluß darüber geben, wie empfindlich eine Schüttung auf Einspeisung kalter Flüssigkeit bezüglich einer Trennwirkungsverschlechterung reagiert. Dieser Quotient als Funktion der Flüssigkeitsabkühlung Δt sollte dazu benutzt werden, eine erste qualitative Beurteilung zu treffen, von welcher Größenordnung die Direktkondensationsbereiche in den verschiedenen Schüttungen und bei unterschiedlichen Gemischen, Belastungen und Abkühlungen sein werden.

Da bei konstanter Dampfbelastung die Kopfdampfmenge mit steigender Abkühlung geringer wird, ist dieses experimentelle Vorgehen wenig geeignet, systematische Untersuchungen zum Einfluß der Abkühlung und der anzuwärmenden Flüssigkeitsmenge auf die Wärmedurchgangszahl nach Gl.(21) durchzuführen. Vielmehr sollte dazu die Rücklaufmenge, als direkt meßbare Einflußgröße, konstant gehalten werden.

2.5.2 Grundlagen zur Bestimmung der Direktkondensationszonenhöhe H_C und der mittleren Wärmedurchgangszahl k_C

Vorversuche mit dem Phasenpaar Wasser/Wasserdampf und dem Gemisch Methanol/Wasser ergaben, daß im (mit dem vorhandenen Verdampfer) realisierbaren Belastungsbereich für die zu untersuchenden Füllkörper die Kondensationszonen stets kleiner als 0.5 m sein würden.

Um vernünftige, reproduzierbare Meßergebnisse zu bekommen, wurden keine geringeren Schütthöhen verwendet, so daß sich die Gesamtschüttung immer aus Direktkondensations- und Rektifizierungszone zusammensetzte.

Zur Bestimmung des Wärme- und Stoffaustausches bei Direktkondensation müssen dann die Zustandsgrößen des in die Kondensationszone eintretenden Dampfes und der aus ihr abfließenden, im Siedezustand befindlichen Flüssigkeit zusätzlich zu den Größen am Kopf der Schüttung bekannt sein.

Sie zu erhalten war, wie in den Vorversuchen ebenfalls geprüft wurde, durch eine direkte Messung äußerst schwierig und zu stark fehlerbehaftet, da in der flüssigen Phase weder Temperatur noch Konzentration auch nur näherungsweise ein gleichmäßiges Profil über den Strömungsquerschnitt aufweisen. Durch punktuelle Messung ohne große Störung der Strömungen konnte die Länge der für die Rieselfilmanwärmung erforderlichen Strömungswege im oberen Teil der Schüttung nicht genau genug gefunden werden.

Ein einfacherer und zwar rechnerischer Weg zur Ermittlung der Mengen und Konzentrationen im gemeinsamen Querschnitt zwischen Direktkondensations- und Rektifizierungszone wird ermöglicht durch die Theorie, daß in der Vorwärmzone Phasengleichgewichtskondensation stattfindet.

Der Lösungsweg wurde bereits in Abschnitt 2.1.1 angedeutet.

Nach Vorgabe eines geschätzten Näherungswertes für die Dampfkonzentration y_B kann man iterativ beide Seiten der Gl.(7) lösen.

Mit Gl.(4) oder (6) und Gl.(3c) ist die Gesamtkondensatmenge $\dot{V}_C$ und die ablaufende Flüssigkeit $\dot{L}_B$ gegeben. Entsprechend der

Definition nach Gl.(22) sind damit auch die Trennziffern N_{TC} bekannt.

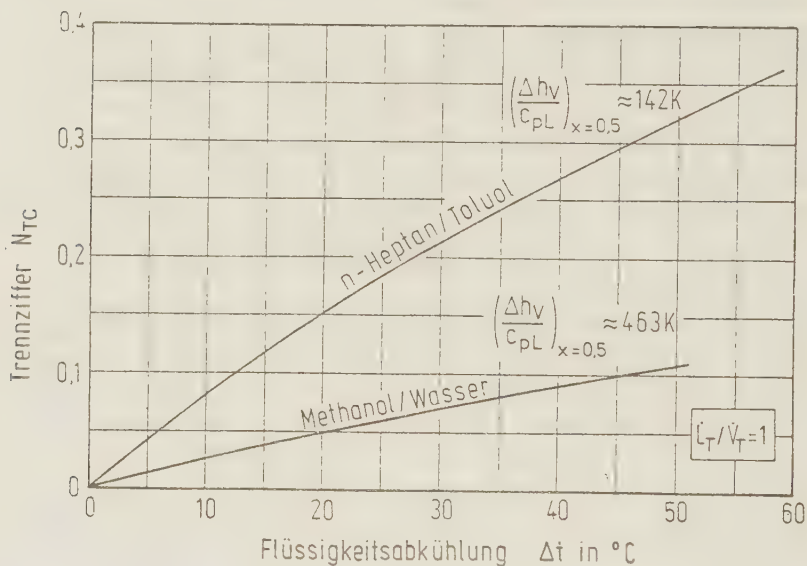


Abb.10

Trennziffern nach Gl.(22) in Abhängigkeit von der Flüssigkeitsabkühlung unter die Siedetemperatur, Berechnung mittels Gl.(7) mit $x_C = x_E(y)$.

Für die beiden zur experimentellen Untersuchung ausgewählten Gemische n-Heptan/Toluol und Methanol/Wasser zeigt Abb.10 die Abhängigkeit der Trennziffer vom Grad der Flüssigkeitsabkühlung unter die Siedetemperatur und dem einflussnehmenden Stoffwertquotienten aus der mittleren Kondensationsenthalpie des Gemischdampfes und einer mittleren spezifischen Wärmekapazität der Rieselflüssigkeit bei $\dot{L}/\dot{V}=1$.

Demnach wird die Anreicherung in der Dampfphase bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation erwartungsgemäß umso größer sein, je größer die Abkühlung und je kleiner dieser Stoffwertquotient ist, d.h. je mehr Dampf kondensiert wird.

Bei totalem Rücklauf stimmt die Dampfkonzentration y_B mit der

Konzentration der Flüssigkeit x_B im selben Querschnitt überein. Zu diesem Wert geben Tau- und Siedelinie des Gemisches die Temperaturwerte t''_{VB} und t'_{LB} an, die zur Berechnung der mittleren treibenden Temperaturdifferenz ϑ_C nach Gl.(18) erforderlich sind.

Mit ϑ_C wird der Einfluß der Abkühlung und des gemischspezifischen Phasengleichgewichts auf die Wärmeübertragung bei der Direktkondensation erfaßt.

Die mittlere Kondensatkonzentration x_{EC} kann bei Kenntnis der Konzentration y_B mittels Gl.(19) berechnet werden und damit die mittlere Kondensationsenthalpie nach Gl.(20) sowie die mittlere Kondensatenthalpie h'_{LC} . Auch die mittlere Flüssigkeitsenthalpie h_{Lm} ist dann bestimmbar.

Setzt man die volumenbezogene Wärmeaustauschfläche gleich der geometrischen Oberfläche der Einbauten, was bei mittleren Betriebsbelastungen von Füllkörperkolonnen näherungsweise möglich ist, bleibt für die Berechnung der Wärmedurchgangszahlen nach Gl.(21) als letzte unbekannte Größe die Kondensationszonenhöhe H_C übrig.

Eine Berechnungsgleichung für H_C kann, wenn sich die Kondensationszone nicht über die gesamte Schüttung erstreckt, durch den folgenden Ansatz nach einem Vorschlag von Billet [7] gefunden werden: Bei bekannter Abhängigkeit der Trennwirkung der Schüttung, als höhenbezogene totale dampfseitige Anzahl der Übertragungseinheiten bei Rektifikation in der gesamten Schüttung, (NTU_{OV}/H) , vom Dampfbelastungsfaktor am Kopf der Schüttung $u_V \sqrt{\rho_V}$, muß für die auf die Rektifizierungszone in Kolonnen mit kaltem Rücklauf entfallende Anzahl der Übertragungseinheiten $(NTU_{OV})_R$ gelten:

$$\frac{(NTU_{OV})_R}{H - H_C} = \left[\frac{NTU_{OV}}{H} \right] \quad \text{für} \quad (u_V \sqrt{\rho_V})_B = \text{konst.} \quad (64)$$

Dieser Ansatz wurde bereits zur Ableitung der Gl.(27) verwendet. Bedingung für die Anwendbarkeit ist die genaue Kenntnis der Trennwirkungs-Belastungscharakteristik der Testschüttung, die in Vorversuchen also zunächst bestimmt werden mußte.

Aus Gl.(64) kann durch Umformung eine Bestimmungsgleichung für die Kondensationszonenhöhe am Kopf kalt beaufschlagter Schüttungen gewonnen werden:

$$H_C = H - \frac{(NTU_{OV})_R}{\left[\frac{NTU_{OV}}{H} \right]} \quad \text{für } (u_V \sqrt{\rho_V})_B = \text{konst.} \quad (65)$$

Ist die Trennwirkung unabhängig vom Dampfbelastungsfaktor, dann kann Gl.(65) für die Auswertung wie folgt umgeschrieben werden:

$$H_C = H \cdot \left[1 - \frac{(NTU_{OV})_R}{NTU_{OV}} \right] \quad (66)$$

Die Werte für die Anzahlen der Übertragungseinheiten sind jeweils mit Gl.(23) zu berechnen, wobei für NTU_{OV} die bei heißem Rücklauf gemessenen Konzentrationen y_W und y_D , für $(NTU_{OV})_R$ der bei kaltem Rücklauf erhaltene Wert y_W und das berechnete y_B jeweils für y_z und y_a einzusetzen sind.

Die Berechnung von Integralwerten (Gln.(7,19,22,23)) sollte durch Programmierung der Trapezformel [25] mit dem Computer durchgeführt werden.

2.5.3 Betriebsweise zur Bestimmung von k_C

Ziel der Experimente war die Ermittlung der Kondensationszonenhöhen, der mittleren Wärmedurchgangszahlen und der Trennverhältnisse m zur Beantwortung der in Abschnitt 1.2 aufgeworfenen Fragen b), c) und d).

Zur systematischen Untersuchung der Abhängigkeit dieser Größen von verschiedenen Einflußgrößen müßten möglichst immer alle, bis auf eine Veränderliche konstant gehalten werden. Dies ist aufgrund der Kopplung der verschiedenen Einflußgrößen untereinander nur in eingeschränktem Maße möglich.

Teilweise unabhängig kann z.B. nur die Zulaufmenge variiert werden. Direkt von der Abkühlung des Rücklaufs abhängig sind die zu berechnende Trennziffer N_{TC} , die Kondensationszonenhöhe H_C und in geringem Maße auch die mittleren Enthalpiewerte.

Durch verschieden große oder geartete Füllkörper kann die Schüttungsoberfläche oder die Benetzungs- und Verteilungsfähigkeit der Schüttung verändert werden, was wiederum Einfluß auf die Kondensationszonenhöhen haben kann.

Um die Wärmeübertragung in Abhängigkeit von möglichst wenigen Veränderlichen zu messen, sollten daher die Meßreihen bei konstanter Zulaufmenge $\dot{L}_T$ als direkt meßbare Größe durchgeführt werden.

Versuchstechnisch bedeutet dies, daß mit steigender Abkühlung des Rücklaufs die der Schüttung zuströmende Dampfmenge laufend erhöht werden muß, damit die infolge steigender Kondensatmenge abnehmende Restdampfmenge $\dot{V}_T$ am Kopf konstant bleibt.

Aus diesen versuchstechnischen Maßnahmen ergibt sich die Forderung nach genauer Kenntnis der Trennwirkungs-Belastungscharakteristik, denn zu jeder Dampfbelastung am Kopf der Rektifizierzone muß die spezifische Trennwirkung bekannt sein.

Als Maß für die Dampfbelastung wird üblicherweise der Dampfbelastungsfaktor $u_V \sqrt{\rho_V}$ verwendet [14], welcher bei totalem Rücklauf aus dem gemessenen Rücklaufvolumenstrom $\dot{V}_K$ im m^3/s bestimmt werden kann, wenn die Dichten von Dampf ρ_{VD} und Flüssigkeit ρ'_{LD} am Kopf bekannt sind:

$$u_V \sqrt{\rho_V} = \dot{V}_K \cdot \frac{\rho'_{LD}}{\sqrt{\rho_{VD}}} \cdot \frac{4}{\pi \cdot D_S^2} \quad (67)$$

2.5.4 Zusammenfassung des Meß- und Auswertungsverfahrens

1. Experimentelle Bestimmung der Trennwirkung einer Testschüttung bei Rücklauf mit Siedetemperatur in Abhängigkeit von der Dampfbelastung ($\dot{L}/\dot{V} = 1$). Bestimmung von NTU_{OV} mit Gl.(23) und $u_V \sqrt{\rho_V}$ am Kopf mit Gl.(67).

2. Experimentelle Bestimmung der Trennwirkung der Testschüttung bei heißem und kaltem Rücklauf für den Fall konstanter Verdampferheizleistung (a) oder konstanter Rücklaufmenge (b) ($\dot{I}/\dot{V} = 1$).

a)

3. Bestimmung der Übertragungseinheiten mit Gl.(23), Berechnung der reduzierten bezogenen Trennwirkung entsprechend Gl.(62) für verschiedene Rücklaufabkühlungen.

b)

3. Auswertung von Gl.(7) zur Bestimmung von $y_B = x_B$, von Gl.(4) für die Gesamtkondensatmenge $\dot{V}_C$, von Gl.(3c) zur Ermittlung von $\dot{L}_B = \dot{V}_B$, von Gl.(18) für β_C , von Gl.(19) und (20) zur Festlegung von x_{EC} , Δh_{VC} , h'_{LC} und h_{Lm} , von Gl.(23) zur Bestimmung von $(NTU_{OV})_R$ und $(NTU_{OV})_T$.
4. Berechnung des Dampfbelastungsfaktors $(u_V \sqrt{\rho_V})_B$ zu $\dot{V}_B$ am unteren Ende der Kondensationszone mit den entsprechenden Werten und Gl.(67) und Ermittlung der zugehörigen Trennwirkung NTU_{OV}/H mit Hilfe der zuvor aufgenommenen Trennwirkungs- Belastungscharakteristik.
5. Berechnung der Kondensationszonenhöhe H_C mit Gl.(65).
6. Berechnung der mittleren Wärmedurchgangszahl k_C mit Gl.(21) und des Verhältnisses der Trennwirkungen m mit Gl.(25).

Auf der Basis dieses Auswertungsschemas wurde ein Computerprogramm in Fortran erstellt, mit dessen Hilfe unter Benutzung des Großrechners der Ruhr-Universität Bochum sämtliche Berechnungen schnell, zuverlässig und mit ausreichender Genauigkeit ausgeführt werden konnten.

3. Versuchsanlage

Die experimentellen Untersuchungen zur Bestimmung der Trennwirkungsverminderung kalt beaufschlagter Füllkörperschüttungen, zur Ermittlung der Kondensationszonenhöhen, der mittleren Wärmedurchgangszahlen und der Trennwirkungsverhältnisse m in Abhängigkeit von der kalten Zulaufmenge, der Abkühlung unter die Siedetemperatur, den Systemeigenschaften und den Einbauten wurden in der in Abb.11 schematisch dargestellten Versuchsanlage durchgeführt.

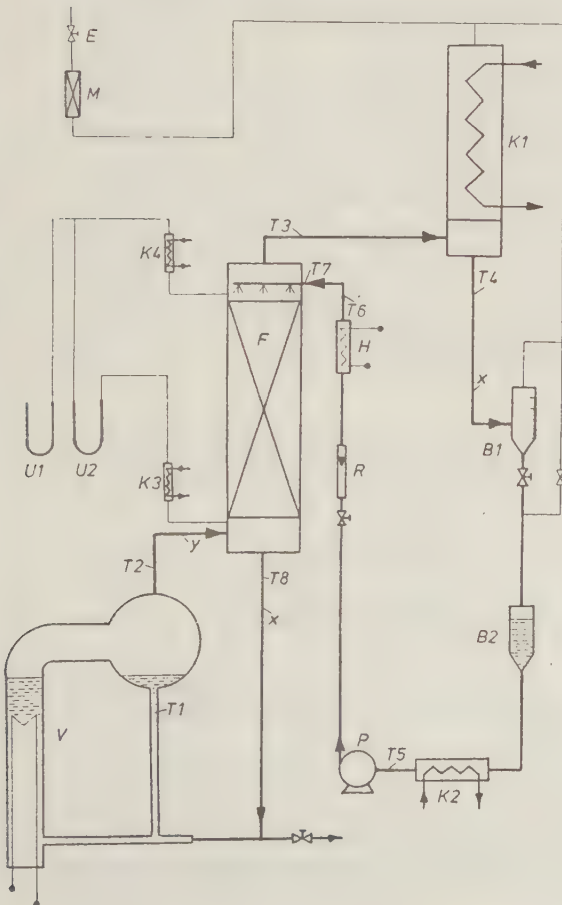


Abb.11

Schema der Versuchsanlage

- B1 Rücklaufmeßbecher
- B2 Pumpenvorratsbehälter
- E Entlüftung
- F Füllkörperschüttung
- H Rücklaufheizung
- K1-4 Kondensator, Kühler
- M Molekularsieb
- P Pumpe
- R Durchflußmeßgerät
- T1-8 Temperaturemessstellen
- U1,2 Manometer
- V Verdampfer
- x,y Konzentrationsmeßstellen

Die einzelnen Anlagenkomponenten (Glasbauteile) sind in der Bildlegende erläutert.

Die Anlage entspricht in ihrem Aufbau üblichen halbertechnischen Rektifizier-Testeinrichtungen für Normaldruckrektifikationen und weist lediglich zwei Besonderheiten auf.

In der Rücklaufleitung ist zur Einstellung der geforderten Kühlung der Rücklauf Flüssigkeit ein Gegenstrom-Wärmetauscher installiert, und zur Vermeidung einer starken Anwärmung des Rücklaufs im Flüssigkeitsverteiler durch Kondensation an den Verteileraußenflächen wurde der in Abb.12 skizzierte Radialrohrverteiler mit sehr geringer Oberfläche verwendet. Er wurde unmittelbar oberhalb der Testschüttungen im Abstand von 1 bis 2 cm angeordnet.

Die Heizleistung des elektrisch beheizten Verdampfers zur Erzeugung der Gemischdämpfe kann stufenlos von 0 bis 19.6 kW eingestellt werden. Die Füllkörperkolonne ist leicht auswechselbar und besitzt eine Schütthöhe von $H=1\text{ m}$. Der Durchmesser beträgt wahlweise $D_S=0.104, 0.152$ und 0.218 m . Der Rücklaufkondensator besitzt eine Austauschfläche von 1 m^2 und ist mit variablem Kühlwasserdurchsatz betreibbar. Als Rücklaufkühler stehen zwei Wärmetauscher mit den Austauschflächen 0.3 und 0.5 m^2 zur Verfügung, so daß je nach Gemischiessiedepunkt und Durchsatz bis zu 60°C abgekühlt werden kann.

Zur Gewährleistung der adiabaten Arbeitsweise der Testschüttungen und heißer Rohrleitungen besitzt die Anlage eine etwa 4 cm starke Isolierschicht aus Schaumstoff.

Die Temperaturen der durch die Testschüttung strömenden Mengen werden mit NiCr-Ni-Thermoelementen gemessen und kontinuierlich mit einem modernen Meßgerät mit Meßdatenumformung und -anzeige (FLUKE Datalogger 2200 B) verarbeitet und über einen Fernschreiber (Teletype Teleprint) aufgezeichnet. Mit einem Thermoelement kurz vor einer Austrittsöffnung des Verteilers kann ständig kontrolliert werden, ob die Flüssigkeitsaufgabetemperatur nicht höher als die eingestellte Einspeisungstemperatur liegt.

Diskontinuierlich entnommene Proben der zu- und abströmenden Phasen können mit einem digitalen Dichtemeßgerät (Heraeus DMA 40 System Paar) bzw. mit einem Refraktometer (Zeiss) bezüglich ihrer

Konzentration an leichtersiedender Komponente mit Hilfe zuvor erstellter Eichkurven ausgewertet werden.

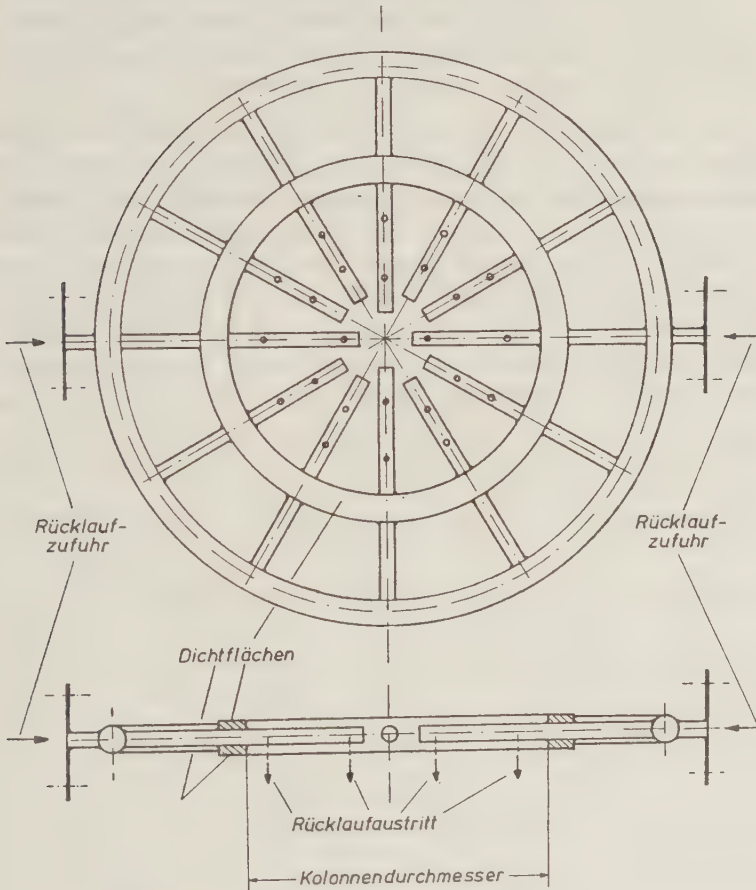


Abb.12

Skizze der verwendeten Flüssigkeitsverteiler, 7 Aufgabestellen je dm^2

Der Druckverlust, den der Gemischdampf beim Durchströmen der Schüttungen erleidet, wird mit Hilfe eines einfachen U-Rohr-Manometers ermittelt, ebenso die Druckdifferenz zwischen Kolonnenkopf und Umgebung, welche jedoch bei den Versuchen stets vernachlässigbar gering war.

Der Umgebungsdruck kann an einem im Raum installierten Präzisions-Quecksilber-Manometer (Lambrecht Typ 604) abgelesen werden.

Die in den Kolonnenkopf eingespeiste Rücklaufmenge wird in einem kalibrierten Meßbecher bei kontinuierlichem Betrieb durch Füllzeitmessung bestimmt und mit einem Schwebekörper-Durchflußmeßgerät (QVF-Rotameter M1/160) kontrolliert.

Bei der Bestimmung der Rücklaufmenge durch Füllzeitmessung muß beachtet werden, daß beim Sperren des unterhalb des Meßbechers B_1 angeordneten Ventils eine bestimmte Rinnsalmenge V_R bereits im Meßvolumen V_{Mess} enthalten ist. Das wahre Meßvolumen ist also geringer. Der unter dem Kopfkondensator in der Rücklaufleitung installierte Meßbecher wurde deshalb zunächst kalibriert, in dem gleichzeitig das Ventil unterhalb und ein nur zu Eichzwecken oberhalb des Meßvolumens eingebautes zweites Ventil geschlossen wurden, um die im Meßvolumen befindliche Flüssigkeit zu messen.

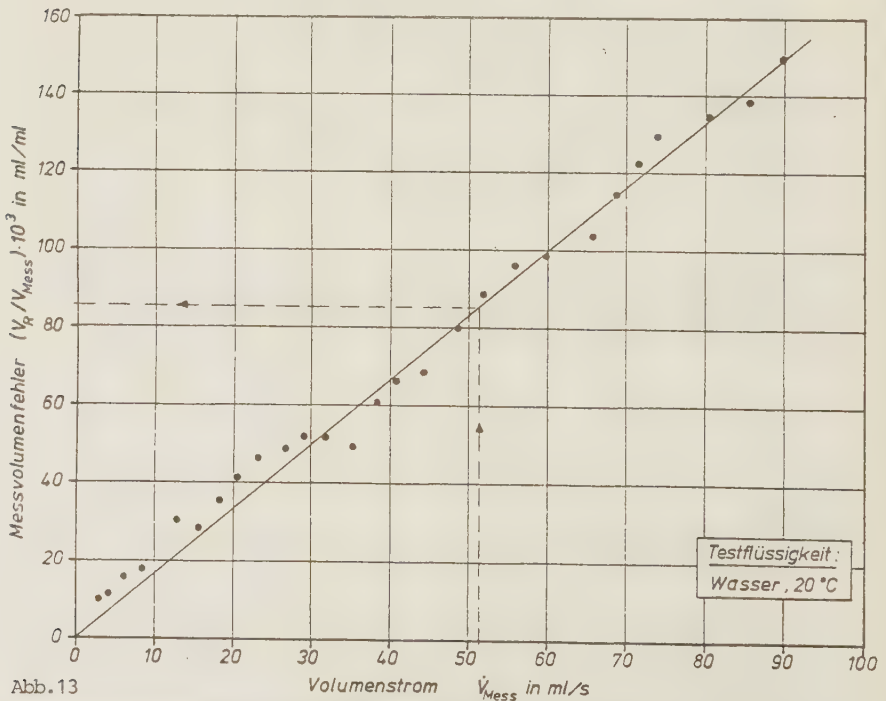


Abb.13

Meßvolumenfehler bei der Durchflußmessung durch Bestimmung der Füllzeit eines vorgegebenen Meßvolumens

Das Ergebnis gibt die Abb.13 wieder, in welcher der Meßvolumenfehler bezogen auf das Meßvolumen in Abhängigkeit vom unkorrigierten gemessenen Volumenstrom dargestellt ist.

Mit der gemessenen Füllzeit τ gilt:

$$\dot{V}_{Mess} = \frac{V_{Mess}}{\tau} \quad . \quad (58)$$

Den wahren Rücklaufvolumenstrom am Kopf erhält man dann mit Hilfe der Beziehung:

$$\dot{V}_K = \frac{V_{Mess} - V_R}{\tau} \quad . \quad (59)$$

4. Stoffsysteme und Testschüttungen

4.1 Verwendete Gemische

Die Messungen basieren auf der Bestimmung der Trennwirkungsver-schlechterung bei Einspeisung kalter Flüssigkeit.

Die Größe der Kondensationszone am Kopf einer kalt beaufschlag-ten Schüttung hängt ab von der Menge der Flüssigkeit, der Ab-kühlung unter die Siedetemperatur und auch von Stoffeigenschaf-ten des Gemisches, denn von der spezifischen Wärmekapazität der Flüssigkeit und der Kondensationsenthalpie des Dampfes wird die zu kondensierende Dampfmenge beeinflusst (vgl. Gl.(6)).

Bei den beiden unter diesem Gesichtspunkt ausgewählten Systemen n-Heptan/Toluol und Methanol/Wasser differiert das Verhältnis von Kondensationsenthalpie zu spezifischer Wärmekapazität, d.h. die mit 1 kmol Dampf erzielbare Anwärmung von z.B. 1 kmol um etwa 30 °C gekühlte Flüssigkeit mit ca. 50 mol-% Leichtersie-dendem zwischen 142 und 463 K, (vgl. Abb.10):

Dies bedeutet, daß beim Gemisch n-Heptan/Toluol etwa die 3,3-fache Dampfmenge kondensiert werden muß, um dieselbe Erwärmung des Rieselfilms wie beim System Methanol/Wasser zu erzielen, so daß der meßbare Einfluß beim erstgenannten Gemisch größer sein muß.

Den Verlauf des Dampf-Flüssigkeit-Phasengleichgewichts bei Nor-maldruck für diese beiden Testgemische zeigen die Abbildungen 14 und 15. Zusätzlich zu den der Literatur [26,27] entnommenen Meßwerten ist jeweils der Graph einer Anpassungsfunktion einge-zeichnet.

Für beide Gemische läßt sich das Phasengleichgewicht durch ver-hältnismäßig einfache analytische Ausdrücke in Form von Polyno-men höherer Ordnung wiedergeben.

Diese Art der Anpassungsfunktion hat den Vorteil, daß einmal eine Auswertung der Gln.(7,22,23) in einfacher Weise mit dem Computer möglich ist, und außerdem durch einmalige Differentia-tion auch die Steigung der Gleichgewichtskurve an beliebiger Stelle z.B. zur Umrechnung von Übertragungseinheiten flüssig-keitsseitig-dampfseitig bestimmt werden kann.

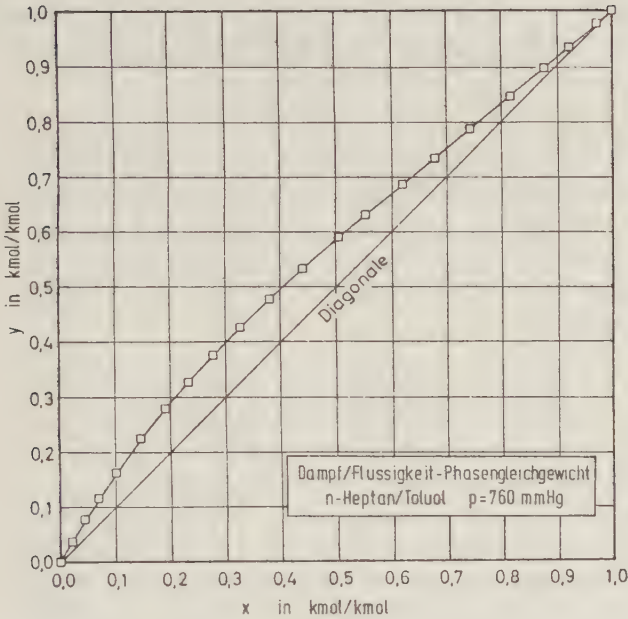


Abb.14
Gleichgewichtskurve des
Testgemisches n-Heptan/
Toluol, Meßwerte nach
Hala [27]

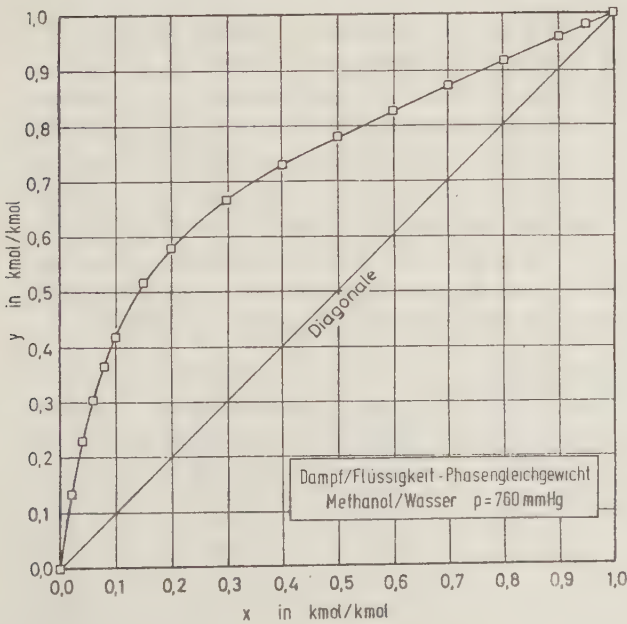


Abb.15
Gleichgewichtskurve des
Testgemisches Methanol/
Wasser, Meßwerte nach
Hirata [26]

Neben der Gleichgewichtskurve in der Form $y_E = f(x)$ und $x_E = f(y)$ lagen auch Siede- und Taulinie $t'_L = f(x)$ und $t''_V = f(y)$ bei jeweils drei Drucken vor: 760, 747.5 und 735 mmHg.

Zu jedem gemessenen Umgebungsdruck konnte so die Auswertung mit Phasengleichgewichtsdaten vorgenommen werden, die zu einem Druck gehörten, der niemals mehr als 6.25 mmHg vom wahren Ta-gesdruck abwich. Eine Kontrollrechnung ergab, daß bei der Be-stimmung der NTU_{OV} -Werte mit den Phasengleichgewichtsdaten zum um maximal 6.25 mmHg abweichenden Druck die Unterschiede immer kleiner als 1% waren.

Grundlagen für die mit Hilfe eines Regressionsprogramms auf der Basis der Methode der kleinsten Fehlerquadratsumme ermittelten Polynomkoeffizienten waren beim System Methanol/Wasser zum Druck $p = 760$ mmHg Meßdaten aus [26], zu $p = 735$ mmHg Daten aus [27]. Zum Zwischendruck $p = 747.5$ mmHg wurden die Phasengleich-gewichtswerte mit der Wilsonsgleichung [26] berechnet, dann je-doch mit Faktoren korrigiert, welche sich aus den Abweichungen der Meßwerte bei 760 und 735 mmHg von den ebenfalls über die Wilsonsgleichung nachgerechneten Werten bei diesen Drucken er-gaben.

Für das Gemisch n-Heptan/Toluol konnten in der Literatur für 760 mmHg nur stark voneinander abweichende Meßwerte gefunden werden [15,27]. Aus diesem Grund und weil auch für die anderen beiden Druckwerte Phasengleichgewichtsdaten für die Regression notwendig waren, wurde eine auf der Gruppenbeitragstheorie auf-bauende Berechnungsmethode von Kehiaian [28] angewandt. Dazu stand am Institut für Thermo- und Fluidodynamik ein im Rahmen einer Studienarbeit [29] angefertigtes Rechnerprogramm zur Ver-fügung. Die Ergebnisse der Berechnungen für 760 mmHg lagen zwis-chen den Meßwerten nach Hala [27] und Kirschbaum [15].

In den Tabellen 1 und 2 sind die Ergebnisse der Regressionen zu-sammengestellt worden. Sämtliche Koeffizienten der Polynome so-wie mittlere und maximale Abweichungen der berechneten Funkti-onswerte von den zur Anpassung vorgegebenen Daten werden darin mitgeteilt.

Tabelle 1 Koeffizienten der Polynome für die Phasengleichgewichtsabhängigkeiten, n-Heptan/Toluol

$$f = \sum_{j=0}^n b_j \cdot g^j, \quad \delta = \frac{f_{\text{ber}} - f}{f} \cdot 100 \%$$

p = 760 mm Hg, Werte berechnet nach [28,29]

	$f = y_E$ $g = x$	$f = x_E$ $g = y$	$f = t_L' \cdot 10^{-2}$ $g = x$	$f = t_V'' \cdot 10^{-2}$ $g = y$
j	b_j	b_j	b_j	b_j
0	0.0000	0.0000	1.1062	1.1063
1	1.7974	0.5544	-0.2771	-0.1539
2	-2.2630	0.4234	0.2974	-0.0274
3	3.0543	0.0316	-0.2127	0.0739
4	-2.7288	0.8012	0.0705	-0.0145
5	1.4855	-1.3063	0.0000	0.0000
6	-0.3454	0.4957	0.0000	0.0000
$\frac{\delta_m}{\%}$	0.014	0.009	0.006	0.005
$\frac{\delta_{\max}}{\%}$	0.103	0.030	0.015	0.011

p = 747.5 mm Hg, Werte berechnet nach [28,29]

0	0.0000	0.0000	1.1004	1.1004
1	1.8005	0.5521	-0.2762	-0.1527
2	-2.2794	0.4443	0.2940	-0.0324
3	3.1112	-0.0730	-0.2072	0.0851
4	-2.8476	1.0307	0.0677	-0.0182
5	1.6038	-1.5252	0.0000	0.0000
6	-0.3885	0.5711	0.0000	0.0000
$\frac{\delta_m}{\%}$	0.025	0.016	0.006	0.0046
$\frac{\delta_{\max}}{\%}$	0.172	0.082	0.016	0.014

p = 735 mm Hg, Werte berechnet nach [28,29]

0	0.0000	0.0000	1.0945	1.0945
1	1.8024	0.5520	-0.2766	-0.1526
2	-2.2745	0.4357	0.2959	-0.0322
3	3.0573	-0.0436	-0.2096	0.0813
4	-2.7264	0.9976	0.0687	-0.0180
5	1.4934	-1.5126	0.0000	0.0000
6	-0.3522	0.5709	0.0000	0.0000
$\frac{\delta_m}{\%}$	0.022	0.024	0.005	0.0044
$\frac{\delta_{\max}}{\%}$	0.260	0.166	0.012	0.012

Tabelle 2 Koeffizienten der Polynome für die Phasengleichgewichtsabhängigkeiten, Methanol/Wasser

$$\hat{f} = \sum_{j=0}^n b_j \cdot g^j, \quad \delta = \frac{f_{\text{ber}} - f}{f} \cdot 100 \%$$

p = 760 mm Hg, Werte nach Hirata [26]

	$f = y_E$ $g = x$	$f = x_E$ $g = y$	$f = t_L' \cdot 10^{-2}$ $g = x$	$f = t_V'' \cdot 10^{-2}$ $g = y$
j	b_j	b_j	b_j	b_j
0	0.0000	0.0000	1.0000	1.0000
1	7.6014	0.0633	-2.0017	-0.3620
2	-59.6068	1.5689	11.6382	2.2937
3	387.3800	-13.0339	-52.8455	-20.1709
4	-1798.6392	64.5311	155.1372	82.1294
5	5588.6106	-171.8528	-279.1030	-178.2419
6	-11354.3930	248.8942	295.2324	211.0320
7	14812.2140	-179.5660	-168.1207	-128.8317
8	-11922.3600	50.3953	39.7088	31.7969
9	5381.0462	0.0000	0.0000	0.0000
10	-1040.8537	0.0000	0.0000	0.0000
$\frac{\delta_m}{\%}$	0.38	0.237	0.067	0.067
$\frac{\delta_{\max}}{\%}$	2.2	0.66	0.14	0.225

p = 747.5 mm Hg, Werte berechnet nach [26]

	$f = y_E$ $g = x$	$f = x_E$ $g = y$	$f = t_L' \cdot 10^{-2}$ $g = x$	$f = t_V'' \cdot 10^{-2}$ $g = y$
j	b_j	b_j	b_j	b_j
0	0.0000	0.0000	0.9943	0.9950
1	9.5903	-0.0465	-2.3457	-0.0410
2	-104.5078	3.8938	14.9359	-4.4557
3	899.9433	-36.5436	-72.8956	31.7807
4	-5122.8927	176.1366	232.7173	-115.4212
5	18610.3140	-449.0746	-456.5346	232.0527
6	-43188.9520	617.1955	524.3268	-263.1612
7	63582.3410	-426.8632	-321.8475	157.5070
8	-57324.0570	116.3020	81.2902	-38.6152
9	28815.1870	0.0000	0.0000	0.0000
10	-6175.9670	0.0000	0.0000	0.0000
$\frac{\delta_m}{\%}$	0.91	0.76	0.145	0.066
$\frac{\delta_{\max}}{\%}$	1.5	1.87	0.54	0.13

Fortsetzung nächste Seite

Tabelle 2 Fortsetzung				
p = 735 mm Hg , Werte nach Hala [27]				
0	0.0000	0.0000	0.9890	0.9907
1	11.9997	0.4889	-2.7275	0.2536
2	-164.8300	12.9640	18.8296	-9.6801
3	1611.0240	-111.4826	-96.8593	67.6759
4	-9708.6779	483.0574	323.4725	-241.6713
5	36184.2120	-1131.0401	-658.5447	479.9327
6	-84971.1610	1449.9329	778.9935	-537.8022
7	125772.4400	-951.1490	-489.4088	317.9582
8	-113653.1300	249.2067	125.8926	-77.0204
9	57171.8680	0.0000	0.0000	0.0000
10	-12253.7450	0.0000	0.0000	0.0000
$\frac{\delta_m}{\%}$	0.9	1.78	0.31	0.14
$\frac{\delta_{max}}{\%}$	2.4	5.2	1.0	0.28

Für die Auswertung der Meßergebnisse war es außerdem notwendig, einige Stoffdaten zu bestimmen. Dazu wurden Berechnungsansätze benutzt, die im Buch von Reid, Prausnitz und Sherwood [30] zusammengestellt oder im VDI-Wärmeatlas [31] empfohlen sind.

Zur Ermittlung der Verdampfungsenthalpien wurde der Ansatz von Watson herangezogen. Für flüssige n-Heptan/Toluol-Mischungen konnte die spezifische Wärmekapazität mit der Gleichung von Sternling und Brown, die dynamische Viskosität nach Andrade und die Wärmeleitfähigkeit nach Robbins und Kingrea bestimmt werden. Bei Methanol/Wasser wurden diese Stoffwerte mit Hilfe einer Interpolation zwischen Meßwerten aus [31] ermittelt, welche in das erstellte Auswertungs-Computerprogramm integriert war.

Mit der Gleichung von Tyn und Calus war es möglich, die Dichte reiner Flüssigkeiten bei Normalsiedetemperatur, mit dem Ansatz von Watson und Hougen diejenige bei beliebiger Temperatur und mit der Gleichung von Watson und Gamson schließlich die Dichte der flüssigen Mischungen zu berechnen. Die Dichte der Dampfphase ergab sich immer mit Hilfe der Zustandsgleichung für das ideale Gas.

4.2 Untersuchte Füllkörperperschüttungen

Die experimentellen Untersuchungen zum Einfluß kalt eingespeister Rücklaufflüssigkeit auf die Trennwirkung von Füllkörperperschüttungen und zum Wärme- und Stoffaustausch bei der partiellen Gegenstrom-Direktkondensation wurden ausschließlich mit den bekanntesten Ringfüllkörpern durchgeführt.

Die Hauptabmessungen der getesteten Pallringe und Raschigringe betrugen $d_F = 25, 35$ und 50 mm, wodurch die geometrische Oberfläche der Schüttung a_S unter Einbeziehung der Mantelfläche des zumeist 1 m hohen Kolonnenrohres zwischen 123 und $252 \text{ m}^2/\text{m}^3$ variiert werden konnte.

Als Füllkörpermaterial wurde Metall, Kunststoff und Keramik (Steinzeug) bezüglich des Einflusses auf die Direktkondensation geprüft.

In Tabelle 3 sind einige die Schüttungen charakterisierende Größen wie Durchmesser D_S , relatives Lückenvolumen ϵ , spezifische Oberfläche a_S und der hydraulische Durchmesser d_h entsprechend der Definition [13]:

$$d_h = 4 \cdot \frac{\epsilon}{a_S} \quad (70)$$

zusammengestellt worden.

Die drei letztgenannten Größen wurden jeweils durch Feststellen der Abmessungen einer repräsentativen Anzahl an Füllkörpern und durch Bestimmung der eingefüllten Stückzahl ermittelt.

Einer geordneten Lagerung im Kolonnenrohr wurde durch sorgfältiges Einbringen und Verteilen von Hand entgegengewirkt.

Tabelle 3 Charakteristische Daten der Füllkörperschüttungen
n-Heptan/Toluol (Gemisch 1) , Methanol/Wasser (Gemisch 2)

Schüttung	Gemisch	$\frac{D_S}{m}$	$\frac{\epsilon}{-}$	$\frac{a_S}{\frac{m^2}{m^3}}$	$\frac{d_h}{m}$
PR 25 M	1	0.104	0.9634	227.6	0.0169
PR 25 M	2	0.104	0.9539	233.4	0.0163
PR 25 M	1	0.152	0.9592	238.0	0.0161
PR 25 M	1	0.218	0.9575	239.2	0.0160
PR 35 M	1	0.152	0.9583	169.6	0.0226
PR 35 M	2	0.152	0.9583	169.6	0.0226
PR 35 M	1	0.218	0.9559	170.2	0.0225
PR 50 M	1	0.218	0.9549	122.8	0.0311
PR 50 K	1	0.218	0.7695	128.6	0.0239
PR 25 PVDF	1	0.104	0.9090	241.5	0.0151
PR 25 PVDF	2	0.104	0.9120	235.4	0.0155
PR 25 PVDF	1	0.152	0.9027	243.8	0.0148
PR 25 PVDF	1	0.218	0.8956	252.2	0.0142
RR 25 K	1	0.104	0.6937	215.6	0.0129
RR 25 K	1	0.152	0.6648	220.8	0.0120
RR 25 K	1	0.218	0.6572	217.5	0.0121

5. Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen

Das gesamte Versuchsprogramm wurde unter den folgenden Betriebsbedingungen durchgeführt:

- a) Betriebskopfdruck und Umgebungsdruck sind gleich.
- b) Totaler Rücklauf, d.h. $\dot{L}/\dot{V} = 1$.

5.1 Trennwirkungs-Belastungsabhängigkeiten

Zur Bestimmung der Kondensationszonenhöhe war es zunächst notwendig, den Verlauf der Trennwirkung NTU_{OV}/H bei Rücklauf mit Siedetemperatur in Abhängigkeit vom den Belastungszustand charakterisierenden Dampfbelastungsfaktor $u_V \sqrt{\rho_V}$ für jede Testschüttung festzustellen.

Bei Kenntnis der Belastungskurven sollte es dann möglich sein, zu Meßwerten für die Trennwirkung kalt beaufschlagter Schüttungen mit den Gln.(65) oder (66) die H_C -Werte zu ermitteln.

Die Untersuchungen wurden zunächst in der Kolonne mit dem Durchmesser $D_S = 0.104$ m durchgeführt, um mit der zur Verfügung stehenden Verdampferheizleistung im gesamten Belastungsbereich des 25 mm-Metallpallrings bei geringen und bei hohen spezifischen Flüssigkeitsbelastungen messen zu können.

Zur Untersuchung der Füllkörper mit größerer Hauptabmessung war es jedoch notwendig, auf Kolonnen mit Durchmessern von $D_S = 0,152$ m und $0,218$ m auszuweichen.

Ergebnisse für dieselben Schüttungen bei verschiedenen Kolonnendurchmessern sollten außerdem die Überprüfung der Reproduzierbarkeit ermöglichen sowie einen Einfluß der Packungsdichte aufzeigen.

Die den nachfolgend erläuterten Bildern zugrunde liegenden Daten können den Tabellen 4 bis 20 des Anhanges entnommen werden.

In Abb.16 sind die Ergebnisse für die Gemische n-Heptan/Toluol und Methanol/Wasser für den metallischen Pallring mit $d_F = 25$ mm Hauptabmessung in der üblichen Darstellungsweise wiedergegeben [14]. Es ergab sich der für Pallringe charakteristische Verlauf der Belastungskurve.

Mit der zur Verfügung stehenden Heizleistung des Verdampfers konnte bei den Versuchen in den Kolonnen mit $D_S = 0.152$ und 0.218 m nicht der gesamte Belastungsbereich vermessen werden. Dasgleiche gilt für die Versuche mit Methanol/Wasser. Hier lag der Grund jedoch in der begrenzten Kühlwasserversorgung der Versuchsanlage, wodurch schon in der Kolonne mit $D_S = 0.104$ m ein Betrieb bei der maximalen Heizleistung des Verdampfers nicht möglich war.

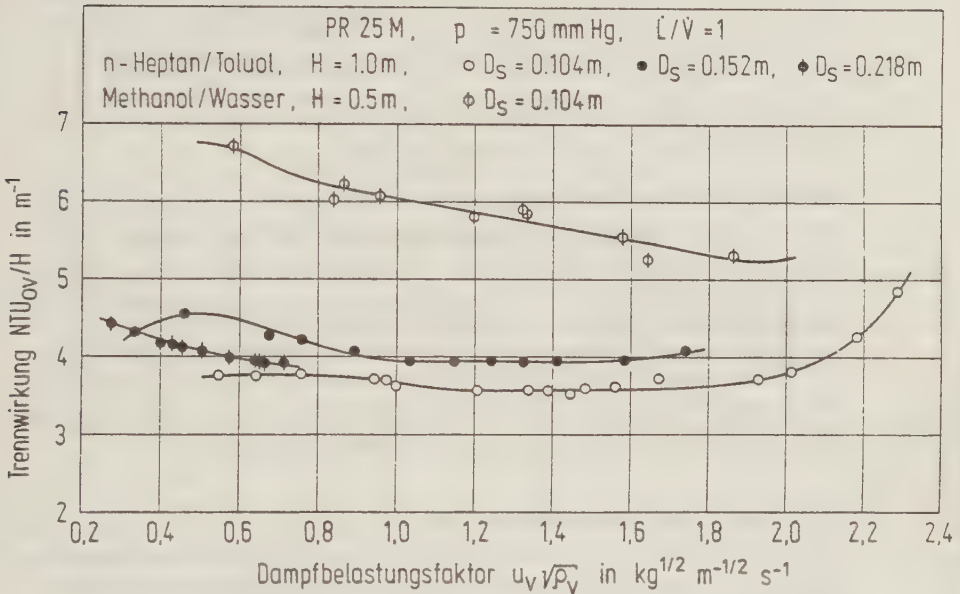


Abb. 16

Trennwirkung der untersuchten Füllkörperschüttungen bei Rektifikation in Abhängigkeit vom Dampfbelastungsfaktor und dem Schüttungsdurchmesser

Da bei den n-Heptan/Toluol-Messungen die Versuchseinrichtung so gestaltet war, daß ein leichtes Auswechseln der Kolonnenrohre mit unterschiedlichen Durchmessern möglich sein sollte, änderten sich mit den Durchmessern auch die Dampfraumhöhen unterhalb der Testschüttungen, denn die Dampfzufuhr erfolgte stets seitlich in ein T-Stück der Nennweite 0.218 m.

Die Kolonnenrohre wurden im Falle der Nennweiten 0.104 und 0.152 m dann mit einer Reduzierung auf das T-Stück aufgesetzt.

Durch zusätzliche Rektifikation in diesem Dampfraum zwischen der vom Auflagerost für die Schüttung abtropfenden und an der Wand ablaufenden Flüssigkeit und dem der Schüttung zuströmenden Dampf ist die gemessene Trennwirkung in der Kolonne mit $D_S = 0.152$ metwas höher als bei $D_S = 0.218$ m.

Infolge des stärkeren Randeinflusses bei Füllkörpern mit $d_F = 25$ mm im Kolonnenrohr mit $D_S = 0,104$ m ist die Trennwirkung der Metallpallringe im dünnsten getesteten Kolonnenschuß sogar noch etwas geringer als in dem mit $D_S = 0,218$ m.

Die Anzahl der Aufgabestellen der Flüssigkeitsverteiler entsprechend Abb.12 betrug immer 7 je dm^2 .

Die NTU_{OV} -Werte (und auch die theoretischen Stufenzahlen) liegen für das Testgemisch Methanol/Wasser beim 25 mm-Metallpallring weit oberhalb derjenigen von n-Heptan/Toluol. Sie nehmen im vermessenen Bereich (y_T im Mittel etwa 0,8 kmol/kmol) ab, was auf die schlechtere Benetzung zurückgeführt werden kann.

Die Streuungen sind größer als bei n-Heptan/Toluol aufgrund des ungünstigeren Betriebsverhaltens des Verdampfers beim wäßrigen System, woraus Belastungsschwankungen resultierten.

In Abb.17 sind die Ergebnisse für die größeren Pallringe dargestellt. Der 35 mm-Pallring aus Metall wurde in den Kolonnen mit $D_S = 0.152$ und 0.218 m und ebenfalls mit beiden Testgemischen geprüft.

Auch hier liegen die NTU_{OV} -Werte der Kolonne mit $D_S = 0.152$ m aus den genannten baulichen Gründen etwas höher, die mit Methanol/Wasser gemessenen (im Gegensatz zu den theoretischen Stufenzahlen) sehr viel höher.

Der keramische 50 mm-Pallring hat aufgrund seines größeren Flüssigkeitsinhaltes eine etwas bessere Trennwirkung ergeben als die gleichgroße metallische Ausführung. Die Kurven dieser beiden Ringe liegen tiefer als die des 35 mm-Rings.

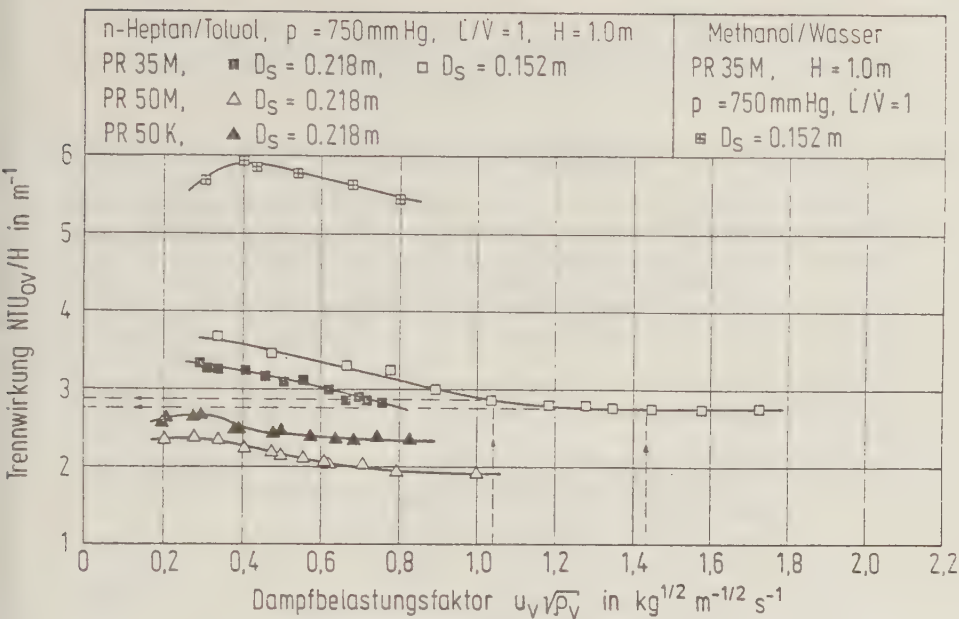


Abb.17

Trennwirkung der untersuchten Füllkörperschüttungen bei Rektifikation in Abhängigkeit vom Dampfbelastungsfaktor und dem Schüttungsdurchmesser

Abb.18 spiegelt die Ergebnisse des Pallrings aus Kunststoff wider. Unterschiede in den Trennwirkungen bei verschiedenen Schüttungsdurchmessern wurden nur im Bereich kleiner Dampfbelastungen festgestellt, die Streuungen sind jedoch stärker als bei der Metallausführung.

Die Methanol/Wasser-Meßreihe mit $y_T = 0.84 \text{ kmol/kmol}$ liegt wie beim Metallring mit $d_F = 25 \text{ mm}$ mit wiederum fallender Tendenz oberhalb der Kurve für n-Heptan/Toluol. (Die theoretischen Stufenzahlen stimmen in beiden Fällen jedoch nahezu überein).

Die Meßreihe im tieferen Konzentrationsbereich ($y_T = 0.48 \text{ kmol/kmol}$) liegt bei niedrigerer Trennwirkung als die anderen, aufgrund des geringeren Flüssigkeitsinhaltes der Schüttung bei

großem Anteil der Komponente mit großer Oberflächenspannung (Wasser).

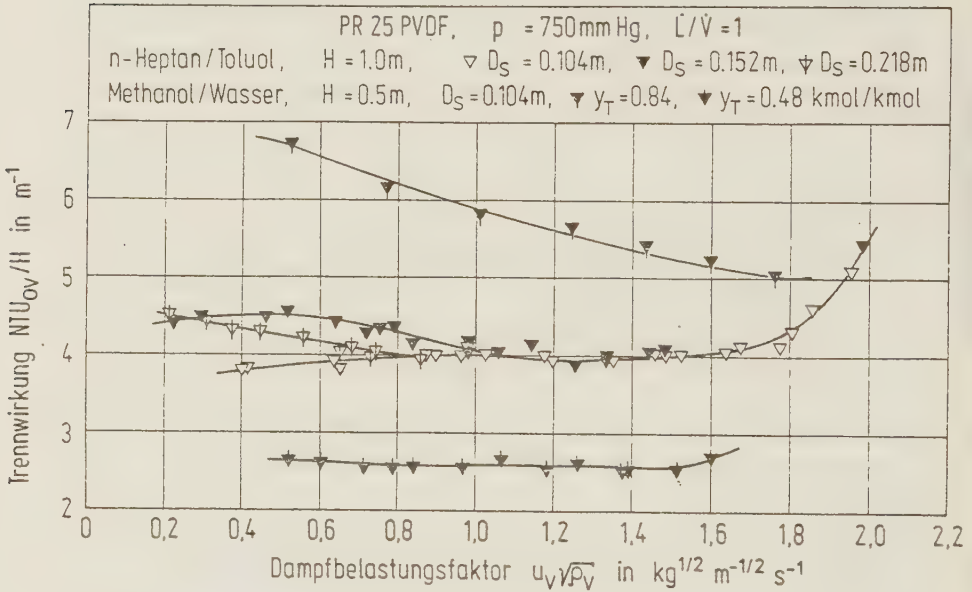


Abb.18

Trennwirkung der untersuchten Füllkörperschüttungen bei Rektifikation in Abhängigkeit vom Dampfbelastungsfaktor und dem Schüttungsdurchmesser

Abb.19 zeigt schließlich für den keramischen Raschigring mit $d_F = 25 \text{ mm}$ die Trennwirkungs-Belastungskurve bei den drei Schüttungsdurchmessern. Aus den genannten apparativen Gründen liegt wiederum die Kurve für $D_S = 0.152 \text{ m}$ über derjenigen für $D_S = 0.218 \text{ m}$ und infolge der geringeren Packungsdichte diejenige für $D_S = 0.104 \text{ m}$ am tiefsten (siehe auch Tabelle 3).

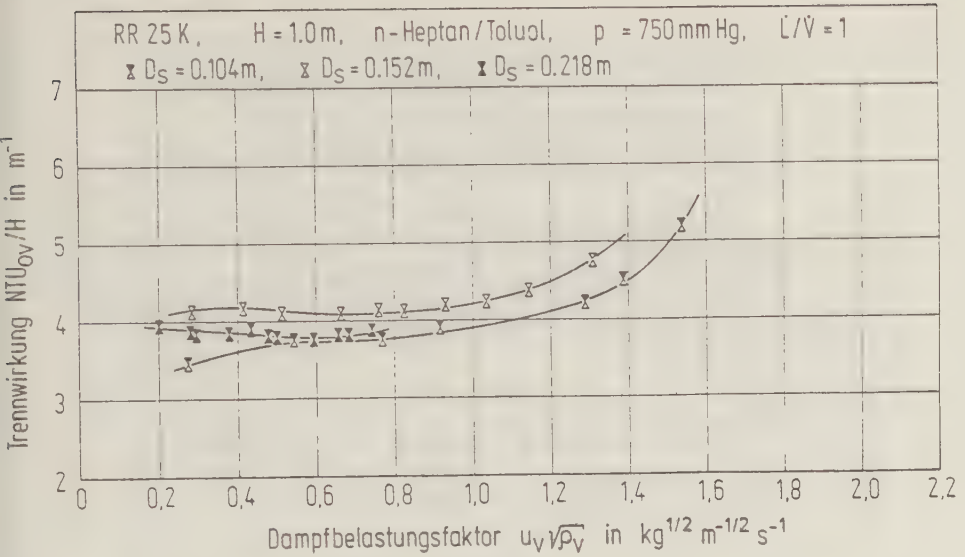


Abb. 19

Trennwirkung der untersuchten Füllkörperschüttungen bei Rektifikation in Abhängigkeit vom Dampfbelastungsfaktor und dem Schüttungsdurchmesser

5.2 Reduzierte bezogene Trennwirkung kalt beaufschlagter Schüttungen

Wie in Abschnitt 2.5.1 erläutert wurde, sollte durch Messungen bei konstanter Dampfbelastung festgestellt werden, wie sich die Trennwirksamkeit der verschiedenen Testschüttungen mit steigen der Rücklaufabkühlung verschlechtert.

Die experimentell bestimmte reduzierte bezogene Trennwirkung entsprechend Gl.(62) ist für mehrere Dampfbelastungen bei Eintritt in die Direktkondensationszone in den Abb.20 bis 22 dargestellt.

Die zugrunde liegenden Daten sind in den Tabellen 21 bis 34 im Anhang zusammengestellt worden.

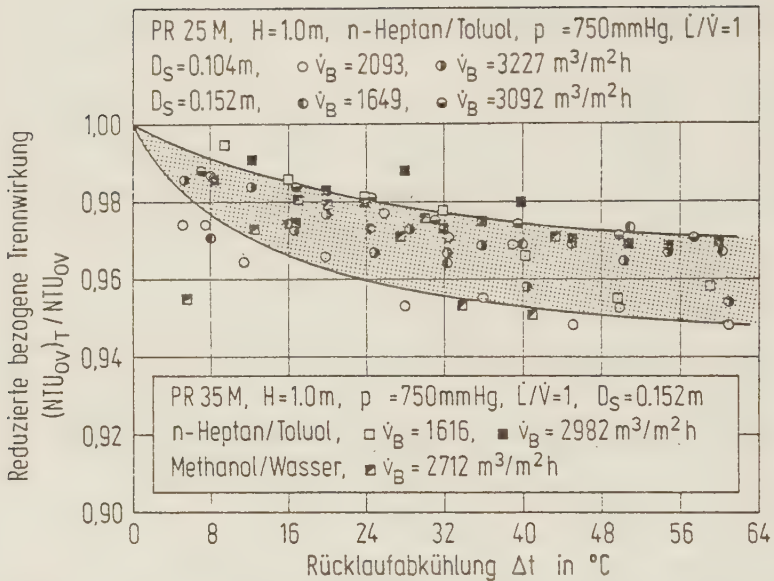


Abb.20

Reduzierte bezogene Trennwirkung kalt beaufschlagter Schüttungen in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung, dem Stoffgemisch und der spezifischen Dampfbelastung der Kondensationszone

Da mit steigender Abkühlung die Restdampfmenge am Kopf (= Rücklaufmenge da $\bar{L}/\bar{V}=1$) ständig geringer wurde, fällt der Quotient $(NTU_{OV,T})_T / NTU_{OV}$ zunächst stärker, dann jedoch nur noch geringfügig ab.

Die Abnahme ist insgesamt gering und fällt bei keiner Schüttung und bei keiner Dampfbelastung wesentlich unter die 95%-Grenze, bezogen auf die Trennwirkung einer 1 m hohen Schüttung bei Rücklauf mit Siedetemperatur.

Die Streuungen sind insbesondere beim Kunststoffpallring und beim keramischen Raschigring (Abb.21) recht groß, was auf die im Vergleich zur Trennwirkungsabnahme relativ großen, immer vorhandenen Konzentrationsschwankungen in Füllkörperkolonnen zurückzuführen ist.

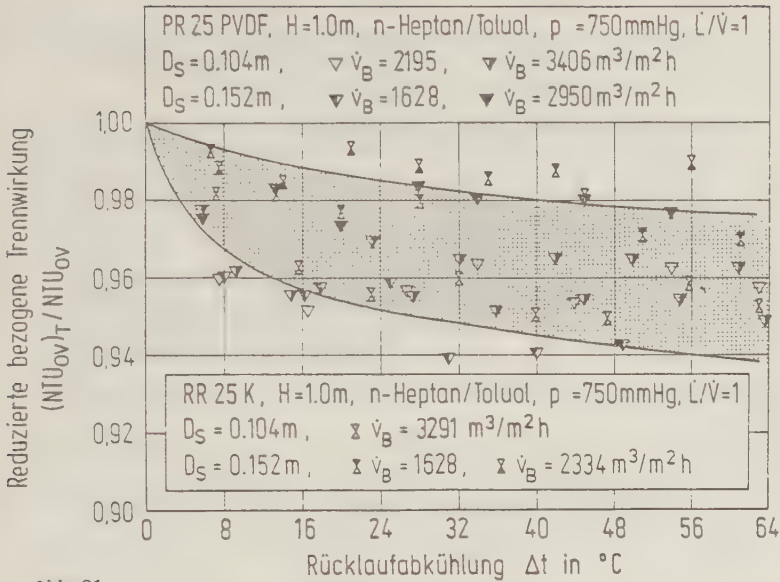


Abb.21

Reduzierte bezogene Trennwirkung kalt beaufschlagter Schüttungen in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung und der spezifischen Dampfbelastung der Kondensationszone

Nur der 35 mm-Metallpallring wurde mit n-Heptan/Toluol und mit Methanol/Wasser getestet (Abb.20). Unterschiede zwischen den Gemischen konnten nicht festgestellt werden.

In Abb.22 sind die vier geprüften Ringfüllkörper bei etwa gleicher spezifischer Dampfbelastung der Kondensationszone einander gegenübergestellt.

Demnach ist die Trennwirkungsverschlechterung des Kunststoff- und des Keramikringes etwas größer als diejenige von metallischen Ringen. Dies kann mit besserer Benetzbarkeit und Verteilungswirkung dünnwandiger metallischer Ringfüllkörper insbesondere im Einlaufbereich erklärt werden.

Die geringen Trennwirkungsverschlechterungen für 25 mm-Ringe ließen auf nicht sehr große Kondensationszonen am Kopf schließen.

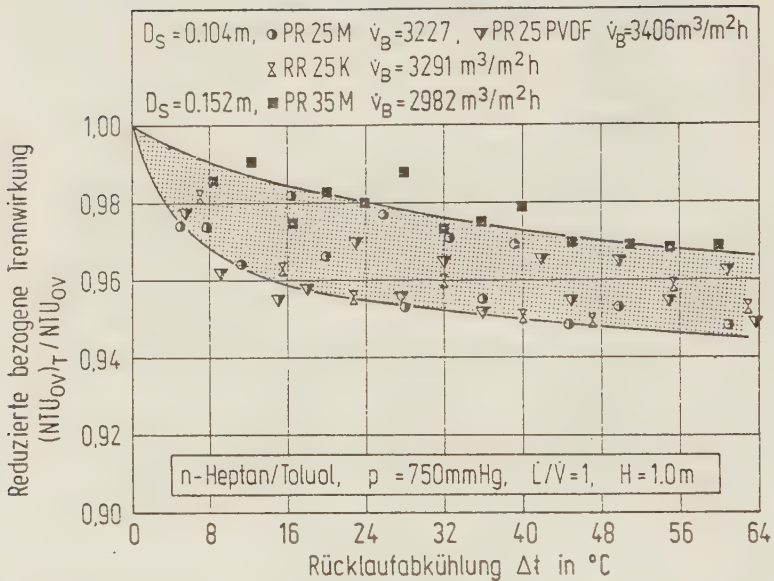


Abb.22

Reduzierte bezogene Trennwirkung kalt beaufschlagter Schüttungen in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung für verschiedene Füllkörper

Der eingeschlagene Weg, die Bestimmung von Kondensationszonenhöhen durch Vergleichsmessungen der Trennwirkungen kalt bzw. heiß beaufschlagter Schüttungen nach einem Vorschlag von Billet [7] vorzunehmen, erwies sich damit als richtig.

5.3 Beispiel für den Auswertungsgang

In Ergänzung zu Abschnitt 2.5 wird der Auswertungsgang zur Bestimmung der Kondensationszonenhöhe H_C , der mittleren Wärmedurchgangszahl k_C und des Verhältnisses der Trennwirkungen m zum besseren Verständnis für einen Meßpunkt aufgezeigt:

System: n-Heptan/Toluol, $M_1 = 100.204 \text{ kg/kmol}$

$M_2 = 92.141 \text{ kg/kmol}$ nach [29].

Schüttung: PR 35 M, Durchmesser $D_S = 0.152$ m, Höhe $H = 1.0$ m,
spezifische geometrische Oberfläche $a_S = 169.6 \text{ m}^2/\text{m}^3$,

geforderte spezifische Flüssigkeitsbelastung: $\dot{I}_T = 6500 \text{ kg}/\text{m}^2\text{h}$,
(Entspricht etwa der Verdampferheizleistung $\dot{Q}_H = 11.2 \text{ kW}$),

Betriebsweise: $\dot{L}/\dot{V} = 1$.

Tagesdruck: $p_u = p = 753.8 \text{ mmHg} = 1.004984 \cdot 10^5 \text{ Pa}$.

a) Rücklauf mit Siedetemperatur

Konzentration des zuströmenden Dampfes: $y_W = 0.1230 \text{ kmol}/\text{kmol}$,

Konzentration des abströmenden Dampfes: $y_D = 0.3855 \text{ kmol}/\text{kmol}$,

Rücklaufmeßvolumen: $V_{\text{Mess}} = 380 \text{ ml}$, Füllzeit: $\tau = 7.4 \text{ s}$,

Temperatur des abströmenden Dampfes: $t_{VD} = 104.0 \text{ }^\circ\text{C}$,

Siedetemperatur des Rücklaufs: $t'_{LD} = 102.0 \text{ }^\circ\text{C}$,

gemessener Rücklaufvolumenstrom nach Gl.(68): $\dot{V}_{\text{Mess}} = 51.35 \text{ ml}/\text{s}$,

Meßvolumenfehler (siehe Abb.13): $(V_R/V_{\text{Mess}}) = 86 \cdot 10^{-3} \text{ ml}/\text{ml}$,

Rücklaufvolumenstrom nach Gl.(69): $\dot{V}_K = 46.935 \text{ ml}/\text{s}$,

Dichte des Rücklaufs im Meßvolumen nach der Methode von Watson
und Gamson [30]: $\rho'_{LD} = 703.34 \text{ kg}/\text{m}^3$,

Molmasse des Rücklaufs: $M_D = 95.263 \text{ kg}/\text{kmol}$,

Rücklaufmolstrom: $\dot{L}_D = 1.248 \text{ kmol}/\text{h}$,

spezifische Flüssigkeitsbelastung: $\dot{I}_D = 6549.2 \text{ kg}/\text{m}^2\text{h}$.

Anzahl der totalen dampfseitigen Übertragungseinheiten nach
Gl.(23): $\text{NTU}_{OV} = 2.86482$,

Dampfdichte am Kopf aus der Gleichung für das ideale Gas mit
 M_D , p und t_{VD} : $\rho_{VD} = 3.0531 \text{ kg}/\text{m}^3$,

Dampfbelastungsfaktor am Kopf nach Gl.(67) :

$$u_V \sqrt{\rho_V} = 1.041 \text{ kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}.$$

Die zuvor vermessene Trennwirkungs-Belastungskurve liefert zu diesem Dampfbelastungsfaktor den Wert (siehe Abb.17):

$$NTU_{OV} = 2.87 \quad \text{bei } H = 1 \text{ m},$$

d.h. die an verschiedenen Tagen gemessenen Trennwirkungen sind sehr gut reproduzierbar.

b) Kalter Rücklauf

Rücklaufabkühlung um ca. 50°C , Rücklaufmenge konstant
(Heizleistung des Verdampfers auf ca. 15 kW erhöht):

$V_{\text{Mess}} = 380 \text{ ml}$, $\tau = 7.4 \text{ s}$, d.h. Rücklaufvolumenstrom ist
gleich geblieben: $\dot{V}_K = 46.935 \text{ ml/s}$.

Konzentration des zuströmenden Dampfes: $y_W = 0.1215 \text{ kmol/kmol}$,

Konzentration des abströmenden Dampfes: $y_T = 0.3640 \text{ kmol/kmol}$,

Temperatur des abströmenden Dampfes: $t_{VT} = 104.2^\circ\text{C}$,

Siedetemperatur des Rücklaufs: $t'_{LT} = 102.3^\circ\text{C}$,

Temperatur des kalten Rücklaufs : $t_{LT} = 50.9^\circ\text{C}$,

Abkühlung des Rücklaufs unter die Siedetemperatur: $\Delta t = 51.4^\circ\text{C}$,

Dichte des Rücklaufs im Meßvolumen: $\rho'_{LT} = 707.11 \text{ kg/m}^3$,

Molmasse des Rücklaufs: $M_{LT} = 95.076 \text{ kg/kmol}$,

Rücklaufmolstrom: $\dot{L}_T = 1.26 \text{ kmol/h}$,

spezifische Flüssigkeitsbelastung: $\dot{l}_T = 6584.3 \text{ kg/m}^2\text{h}$.

Anzahl der totalen dampfseitigen Übertragungseinheiten der Gesamtschüttung nach Gl.(23) mit y_T statt y_D : $(NTU_{OV})_T = 2.6677$.

Iterative Lösung der Gl.(7) unter der Annahme stattfindender Phasengleichgewichtskondensation ergibt: $y_B = x_B = 0.3336 \text{ kmol/kmol}$.

Trennziffer nach Gl.(22): $N_{TC} = 0.31406$, (Dieser Wert liegt nicht genau auf der Kurve für n-Heptan/Toluol in Abb.10, da dort eine Flüssigkeits- und Kondensatkonzentration von $x = 0.5 \text{ kmol/kmol}$ zugrunde gelegt wurde!).

Mittlere Kondensatkonzentration nach Gl.(19):

$$x_{EC} = 0.2520 \text{ kmol/kmol.}$$

Das Polynom für die Taulinie liefert die Temperatur des in die Kondensationszone einströmenden Dampfes: $t''_{VB} = 104.9 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

Das Polynom für die Siedelinie liefert für die aus der Kondensationszone abströmende Flüssigkeit: $t'_{LB} = 103.4 \text{ }^{\circ}\text{C}$.

Mittlere treibende Temperaturdifferenz in der Direktkondensationszone nach Gl.(18): $\vartheta_C = 14.4 \text{ }^{\circ}\text{C}$,

Gesamtkondensatmenge nach Gl.(6): $\dot{V}_C = 0.46 \text{ kmol/h}$,

Molare Mengenströme am unteren Ende der Kondensationszone nach Gl.(3b) bzw. (3c): $\dot{V}_B = \dot{L}_B = 1.72 \text{ kmol/h}$,

Molmasse: $M_B = 94.83 \text{ kg/kmol}$,

Dichte der Flüssigkeit $\dot{L}_B$: $\rho'_{LB} = 711.94 \text{ kg/m}^3$,

Dichte des Dampfes $\dot{V}_B$: $\rho_{VB} = 3.032 \text{ kg/m}^3$,

Dampfbelastungsfaktor am oberen Ende der Rektifizierzone:

$$(u_V \sqrt{\rho_V})_B = 1.433 \text{ kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}.$$

Dazu liefert das Trennwirkungs-Belastungsdiagramm die spezifische Trennwirkung der Rektifizierzone (siehe Abb.17):

$$\left(\frac{NTU_{OV}}{H} \right)_R = 2.75 \text{ m}^{-1},$$

die aufgrund des Trennwirkungsabfalles der Schüttung infolge gesteigerter Belastung zur weiteren Auswertung herangezogen werden muß!

Mit y_B für y_D liefert Gl.(23) die Anzahl an Übertragungseinheiten für die Rektifizierzone: $(NTU_{OV})_R = 2.3617$,

und aus Gl.(24) folgt diejenige für die Direktkondensationszone: $(NTU_{OV})_C = 0.3060$.

Kondensationszonenhöhe nach Gl.(65): $H_C = 0.1412 \text{ m}$.

Eine Regression der H_C -Werte für verschiedene Abkühlungen bei der gleichen Flüssigkeitsbelastung, um den Einfluß der Betriebschwankungen auf die weiteren Ergebnisse auszuschalten, führt zu einer Geradengleichung, mit der ein korrigiertes H_C bestimmt werden kann: $(H_C)_r = (0.27285 \cdot \Delta t + 0.367) \cdot 10^2$,

mit $\Delta t = 51.4$ °C folgt: $(H_C)_r = 0.1440$ m .

Mittlere Wärmedurchgangszahl nach Gl.(21) : $k_C = 795$ W/m²K .

Verhältnis der Trennwirkungen nach Gl.(25): $m = 0.77$.

Sämtliche Meß- und Auswertungsergebnisse der Untersuchungen mit konstanter spezifischer Flüssigkeitsbelastung sind in den Tabellen 35 bis 78 des Anhangs zusammengestellt.

5.4 Direktkondensationszonenhöhen

Für die systematischen Untersuchungen des Einflusses der Abkühlung auf die zu bestimmenden Wärmedurchgangszahlen wurde der zufließende, durch Direktkondensation anzuwärmende Flüssigkeitsmassenstrom als direkt meßbare Größe konstant gehalten. Bei einem Gemisch und bei einem Füllkörper änderten sich dann mit der Abkühlung die Kondensationszonenhöhe H_C und die rechnerische Trennziffer N_{TC} .

Da die Trennwirkung in den meisten Fällen mit der Belastung veränderlich war (Abb.16 bis 19), wurde grundsätzlich die Trennwirkung NTU_{OV}/H zum berechneten Dampfbelastungsfaktor am Kopf der Rektifizierzone $(u_V \sqrt{\rho_V})_B$ den Trennwirkungs-Belastungskurven entnommen und zur Auswertung der Gl.(65) herangezogen.

Ein Vergleich mit aus Gl.(66) unter Benutzung der Trennwirkung NTU_{OV} des Vergleichsversuchs bei heißem Rücklauf berechneten Kondensationszonenhöhen ergab entweder zu große oder zu kleine H_C -Werte, je nachdem ob die Trennwirkung im Bereich des Betriebspunktes abfiel oder mit der Belastung anstieg.

Die gemessene Trennwirkungsveränderung resultierte dann aus der geringeren Trennleistung der Direktkondensationszone und der Wirksamkeitsveränderung der Rektifizierzone infolge des veränderten Dampfbelastungsfaktors.

Bei konstantem NTU_{OV}/H über $u_V \sqrt{\rho_V}$ (z.B. PR 35 M, oberer Bela-

stungsbereich) stimmten die mit Gl.(65) bzw. (66) ermittelten H_C -Werte sehr gut überein.

Insbesondere bei kleinen Abkühlungen unter 20°C führen schon geringe Schwankungen der gemessenen Trennwirkungen oder Dampfbelastungen, wie sie in Rektifizierkolonnen immer auftreten, zu relativ großen Änderungen der H_C -Werte und in der weiteren Auswertung zu starken Streuungen bei den Wärmedurchgangszahlen und den Trennwirkungsverhältnissen m. Dies gilt vor allem für Testschüttungen mit guter Trennleistung, d.h. großen Werten für NTU_{OV}/H , wie sich anhand einer beispielhaften Auswertung der Gl.(65) nachweisen läßt.

Eine Auftragung der berechneten Kondensationszonenhöhen über der Abkühlung des Rücklaufs, Abb.23 bis 29, läßt trotz der Streuungen eine nahezu lineare Zunahme erkennen.

Um den Einfluß der Schwankungen auf die nachfolgend zu berechnenden Größen zu eliminieren, wurde daher durch die Meßwerte $H_C = f(\Delta t)$ für jede spezifische Flüssigkeitsbelastung eine Regressionsgerade gelegt. Die zu den Abkühlungen der Gerade entnommenen korrigierten Werte $(H_C)_r$ wurden dann zur weiteren Auswertung herangezogen.

In Abb.23 sind die Kondensationszonenhöhen für den 25 mm-Metallpallring bei den drei untersuchten Kolonnendurchmessern für das Gemisch n-Heptan/Toluol über der Rücklaufabkühlung aufgetragen.

Unterschiede, die auf einen Durchmesserseinfluß schließen lassen, sind nicht feststellbar, wohl aber ein geringfügiges Ansteigen von H_C mit steigender Flüssigkeitsbelastung. Bei Erreichen oder Überschreiten der Grenzbelastung mit der bestmöglichen Benetzung wird durch den beginnenden Flüssigkeitsaufstau durch die Dampfströmung die Wärmeaustauschfläche wahrscheinlich noch vergrößert. Die Kondensationszonenhöhen bleiben dann gleich oder nehmen sogar etwas ab.

Dies zeigen die Meßwerte für die beiden Flüssigkeitsbelastungen $i_T = 8149$ und $8487 \text{ kg/m}^2\text{h}$, die nicht höher liegen als diejenigen für etwa $6300 \text{ kg/m}^2\text{h}$. Zur Konstanthaltung der Kopfrücklaufmenge mußte die Dampfbelastung bis in den Bereich ansteigender Trennwirkung erhöht werden. Selbst bei größtmöglichen Flüssigkeitsbelastungen steigen die H_C -Werte kaum über 15% der Gesamtschütthöhe von $H = 1 \text{ m}$ an.

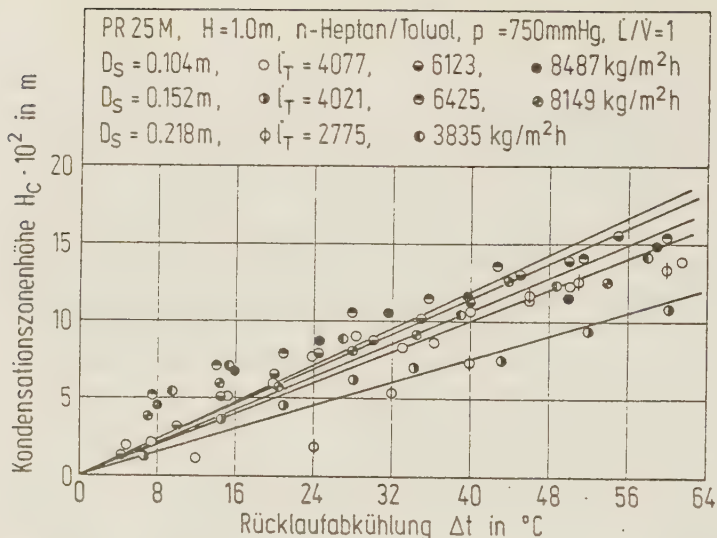


Abb.23

Direktkondensationszonenhöhen nach Gl.(65) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung, dem Schüttungsdurchmesser und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Beim System Methanol/Wasser sind die Kondensationszonenhöhen etwas geringer, vgl. Abb.24.

Wie bereits erläutert, ist bei diesem Gemisch das Verhältnis von Kondensationsenthalpie zu spezifischer Wärmekapazität der Flüssigkeit erheblich größer als bei n-Heptan/Toluol. Dies bedeutet, daß weniger Dampf zur Anwärmung einer bestimmten Flüssigkeitsmenge kondensiert werden muß (vgl. auch Abb.10 und Gl.(6)). Andererseits sollten aufgrund der schlechteren Benetzung des wäßrigen Systems [32] besonders in solchen Einlaufzonen unmittelbar nach der Flüssigkeitsaufgabe bei gleicher Kondensatmenge größere Kondensationszonen entstehen. Dieser Einfluß ist aber offensichtlich geringer.

Abb.25 gibt die Ergebnisse für den 35 mm-Pallring aus Metall wieder. Sie liegen für die beiden Gemische in der gleichen Größenordnung wie die des kleineren Pallringes. Recht gut zu erkennen ist der Anstieg von H_C mit $\dot{I}_T$.

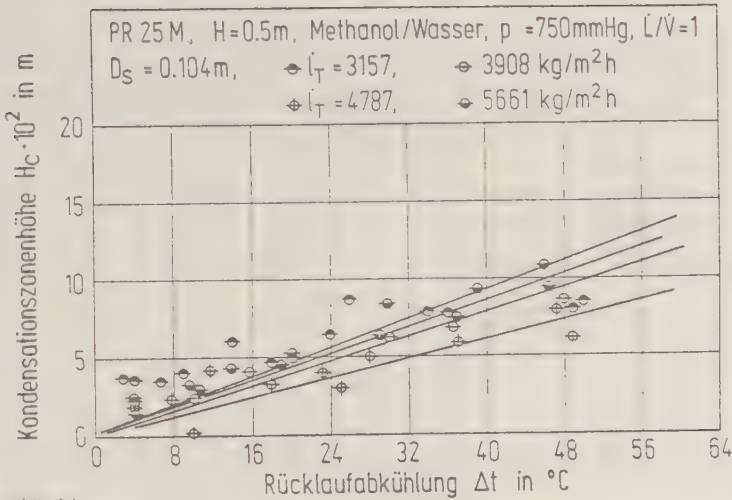


Abb.24

Direktkondensationszonenhöhen nach Gl.(65) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

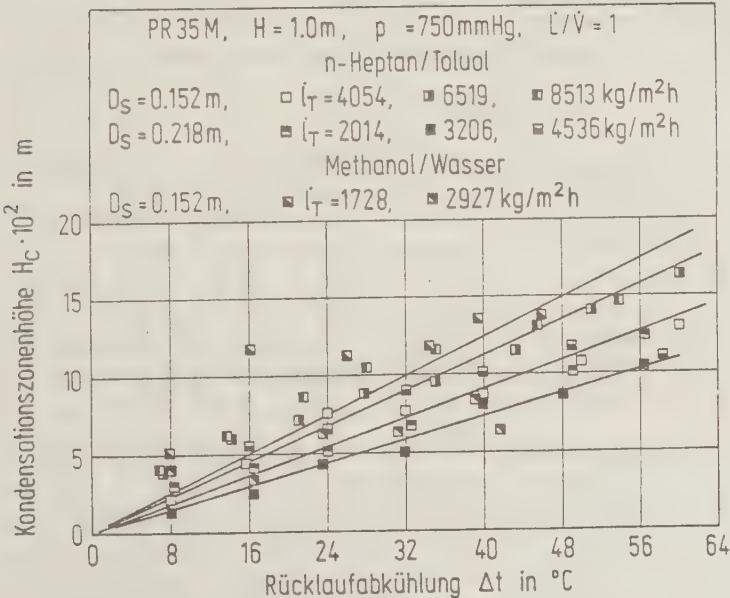


Abb.25

Direktkondensationszonenhöhen nach Gl.(65) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung, dem Schüttungsdurchmesser und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Die folgenden Abb.26 und 27 zeigen am deutlichsten, daß die Kondensationszonenhöhen H_C linear mit der Abkühlung anwachsen. Die Meßwerte für den 50 mm-Pallring aus Metall verdeutlichen außerdem sehr anschaulich, daß H_C mit $\dot{I}_T$ leicht zunimmt.

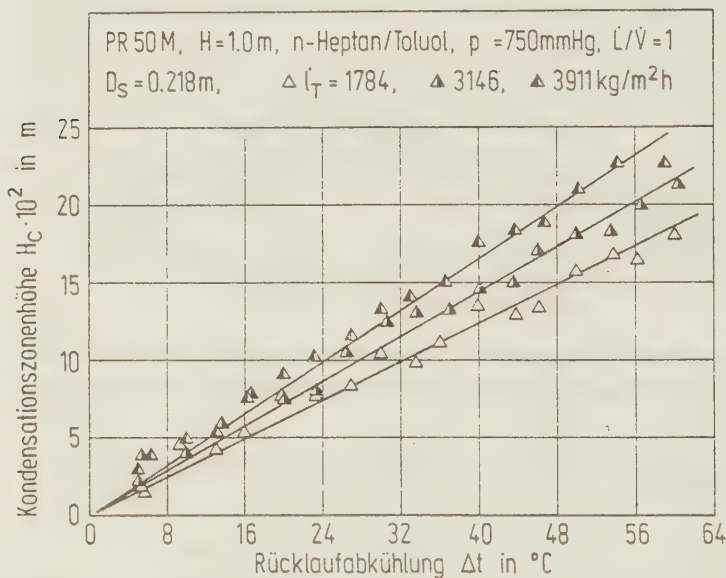


Abb. 26

Direktkondensationszonenhöhen nach Gl.(65) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Die Kondensationszonenhöhen wachsen hier bei der größten untersuchten spezifischen Flüssigkeitsbelastung (PR 50 K) bis auf 25% der Gesamtschütthöhe von 1 m an.

Kolonnen mit großen Ringfüllkörpern, die bei Normaldruck und $\dot{L}/\dot{V} = 1$ mit spezifischen Flüssigkeitsmengen von $\dot{I}_T = 10\,000$ kg/m²h und darüber belastet werden können, bis ein Flüssigkeitsaufstau einsetzt, dürften demnach bei entsprechend großen Beaufschlagungsmengen und Flüssigkeitsabkühlungen noch weitaus größere Kondensationsbereiche entstehen lassen.

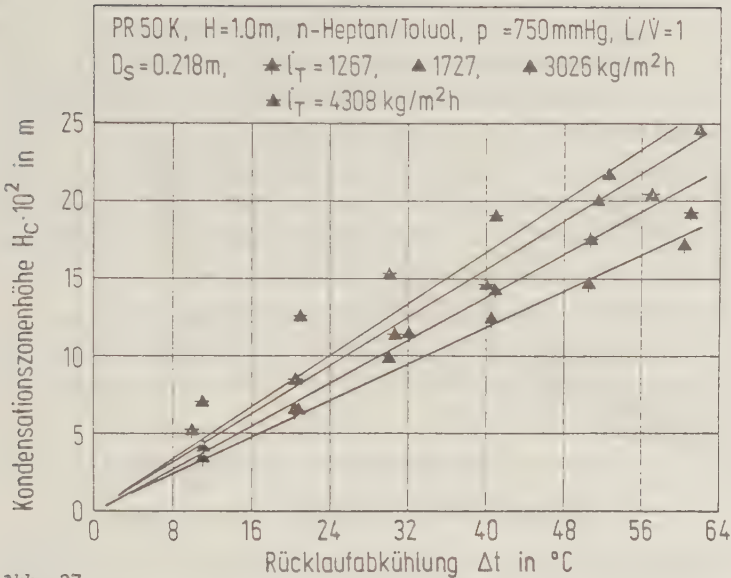


Abb. 27

Direktkondensationszonenhöhen nach Gl.(65) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Die Abb.28 und 29 geben die Kondensationszonenhöhen für den Kunststoff-Pallring und den keramischen Raschigring, jeweils mit $d_F=25 \text{ mm}$, wieder. Die Streuungen sind größer als bei den anderen Füllkörpern. Beim Kunststoff-Pallring fällt auf, daß bei der kleinsten Flüssigkeitsbelastung wahrscheinlich infolge schlechterer Benetzung die H_C -Werte am größten sind und 20% der Gesamtschütthöhe erreichen. Bei Methanol/Wasser sind sie wieder deutlich geringer.

Beim letztgenannten Gemisch wurde bei zwei verschiedenen Kopfkonzentrationen gemessen. Bei $y_T=0.48 \text{ kmol/kmol}$ sind die Kondensationszonen größer als bei $y_T=0.84 \text{ kmol/kmol}$ für die gleiche spezifische Flüssigkeitsbelastung. Dies ist darauf zurückzuführen, daß bei höherem Anteil an Wasser im Rücklauf die größere Oberflächenspannung zu einer schlechteren Filmbildung und zu einem geringeren Flüssigkeitsinhalt der Kondensationszone führt. Dieser Effekt war auch visuell zu beobachten.

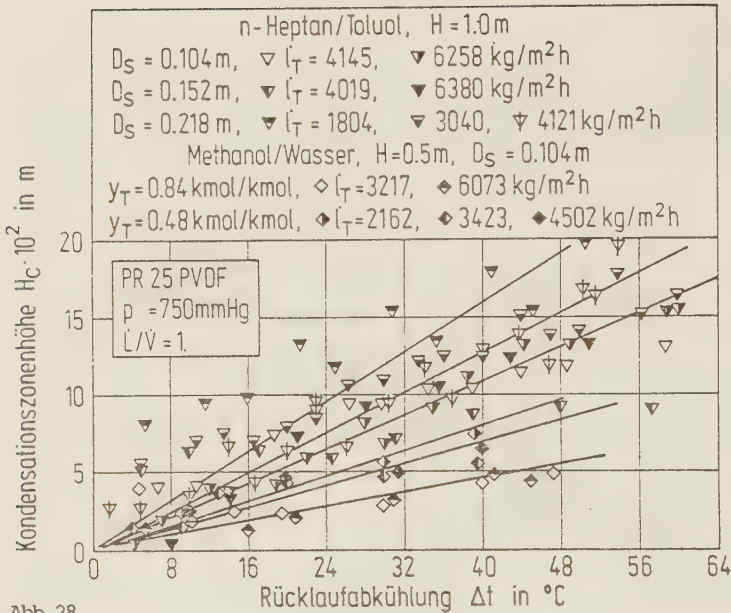


Abb.28

Direktkondensationszonenhöhen nach Gl.(65) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung, dem Schüttungsdurchmesser und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

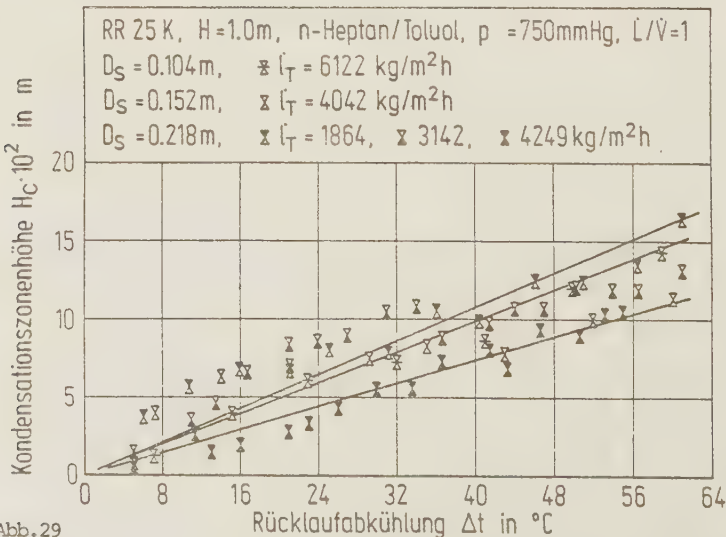


Abb.29

Direktkondensationszonenhöhen nach Gl.(65) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung, dem Schüttungsdurchmesser und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Beim keramischen Raschigring ist die Abhängigkeit von der Flüssigkeitsbelastung nicht so ausgeprägt. Die H_C -Werte bei $\dot{I}_T = 4249 \text{ kg/m}^2\text{h}$ liegen jedoch eindeutig am niedrigsten, was mit dem größeren Flüssigkeitsinhalt zu erklären ist.

Bei allen Meßreihen kann ein systematischer Fehler von H_C dadurch entstehen, daß aufgrund der unterschiedlichen Flüssigkeitsinhalte der Gesamtschüttungen die Wirksamkeiten bei den Rektifiziermeßreihen und den Meßreihen mit kaltem Rücklauf leicht verschieden sind.

Aus diesem Grund wurden die meisten Meßreihen mehrmals gefahren oder mit verschiedenen Abkühlungen des Rücklaufs wiederholt, um auf diese Weise mittlere Werte für H_C zu finden.

5.5 Mittlere Wärmedurchgangszahlen

5.5.1 Belastungs-, Schüttungs- und Systemeinfluß

Die mittels Gl.(21) berechneten mittleren Wärmedurchgangszahlen k_C für die Direktwärmeübertragung in den Direktkondensationszonen am Kopf kalt beaufschlagter Schüttungen sind in Abhängigkeit von der mittleren treibenden Temperaturdifferenz ϑ_C nach Gl.(18) für verschiedene spezifische Flüssigkeitsbelastungen, für die untersuchten Füllkörpertypen und die beiden Testgemische in den Abb.30 bis 40 dargestellt.

Durch die Verwendung der mittels Regressionsgerade korrigierten H_C -Werte konnten Streuungen geglättet und Abhängigkeiten sichtbar gemacht werden.

Der Verlauf von k_C über ϑ_C ähnelt dem von Wärmeübergangskoeffizienten nach der Nußelt'schen Wasserhauttheorie [23] für die Kondensation reiner Dämpfe. Die Abnahme mit steigender Temperaturdifferenz ist darauf zurückzuführen, daß k_C umgekehrt proportional zu ϑ_C ist (vgl. Gl.(21)).

Für die verschiedenen Schüttungen zeigen die Abb.30 bis 37, daß die Wärmedurchgangszahlen mit steigender Flüssigkeitsbelastung zunehmen. Dies ist darauf zurückzuführen, daß in allen Fällen zur Auswertung die geometrische Oberfläche der Einbauten und nicht die unbekannte, von der Belastung abhängige wahre Phasen-

berührungsoberfläche herangezogen wurde.

Die Vermutung, daß aufgrund dicker werdender Filme bei bestmöglicher Benetzung und steigender Flüssigkeitsbelastung die Wärmedurchgangszahlen wieder abnehmen, wurde nur durch wenige Meßpunkte bestätigt, so bei $\dot{l}_T = 5661 \text{ kg/m}^2\text{h}$ und dem System Methanol/Wasser (PR 25 M, Abb.31).

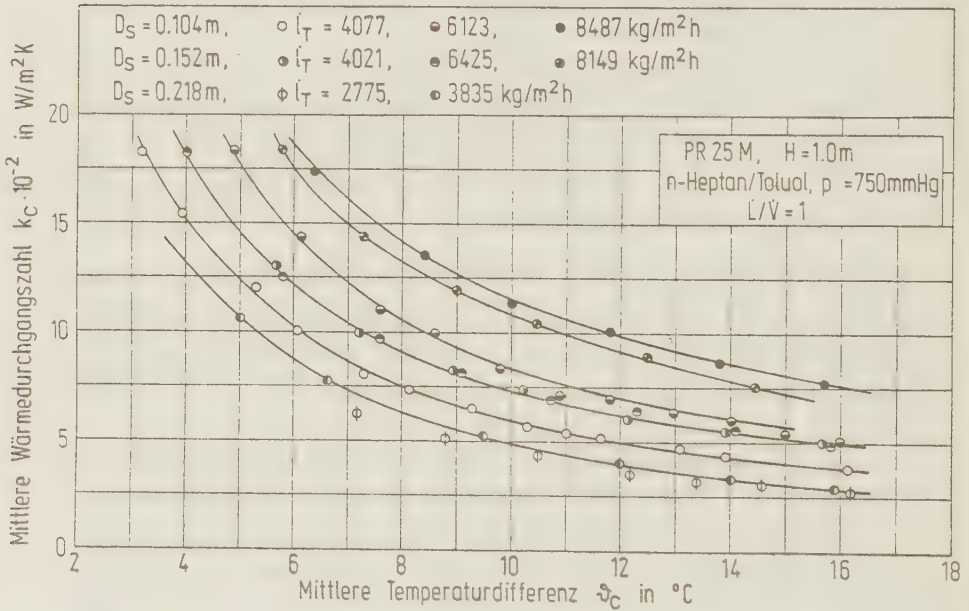


Abb.30

Mittlere Wärmedurchgangszahlen nach Gl.(21) in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz nach Gl.(18), dem Schüttungsdurchmesser und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

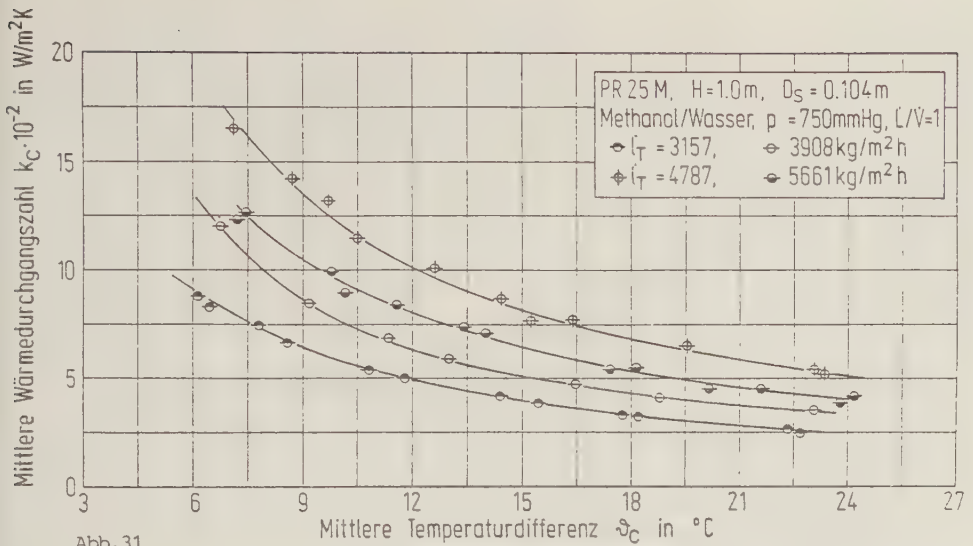


Abb.31

Mittlere Wärmedurchgangszahlen nach Gl.(21) in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz nach Gl.(18) und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

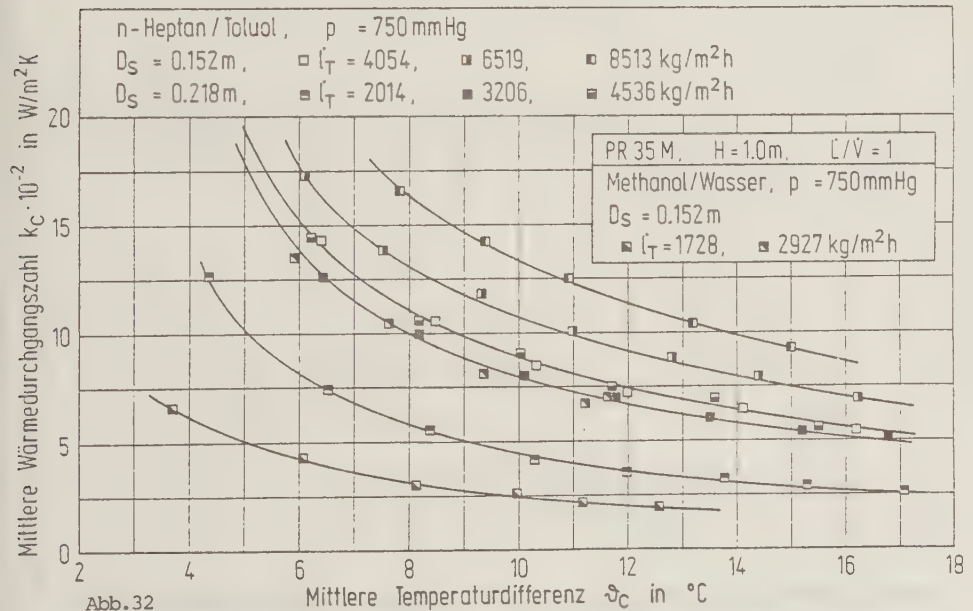


Abb.32

Mittlere Wärmedurchgangszahlen nach Gl.(21) in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz nach Gl.(18), dem Schüttungsdurchmesser und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

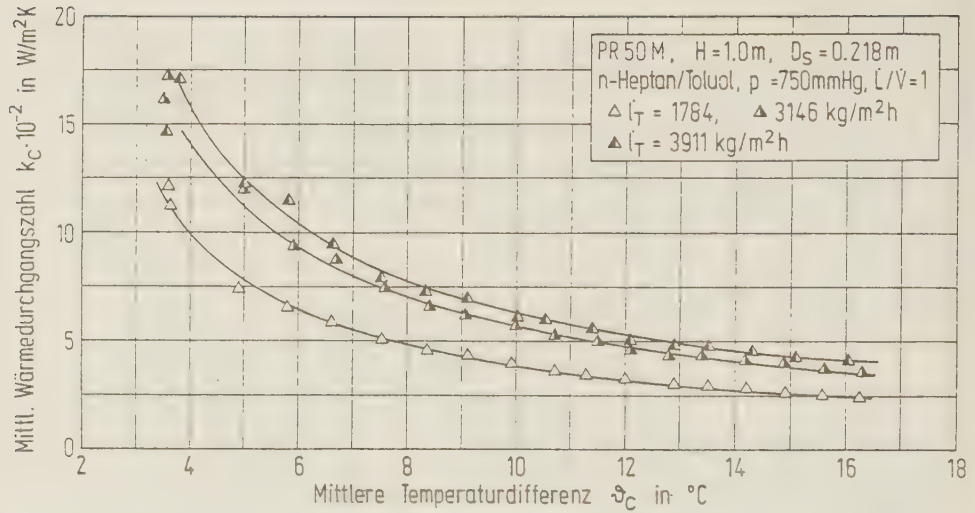


Abb.33

Mittlere Wärmedurchgangszahlen nach Gl.(21) in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz nach Gl.(18) und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

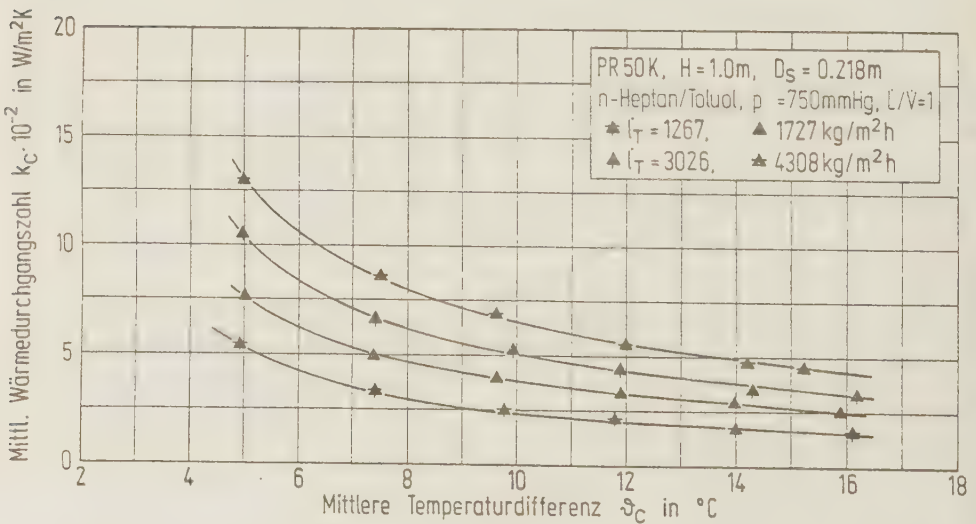


Abb.34

Mittlere Wärmedurchgangszahlen nach Gl.(21) in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz nach Gl.(18) und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

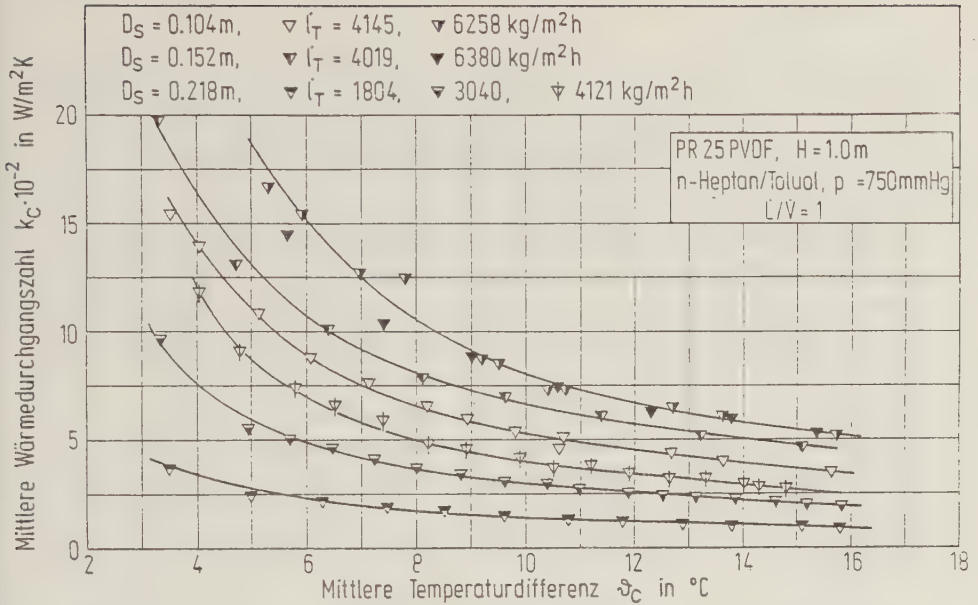


Abb.35

Mittlere Wärmedurchgangszahlen nach Gl.(21) in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz nach Gl.(18), dem Schüttungsdurchmesser und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

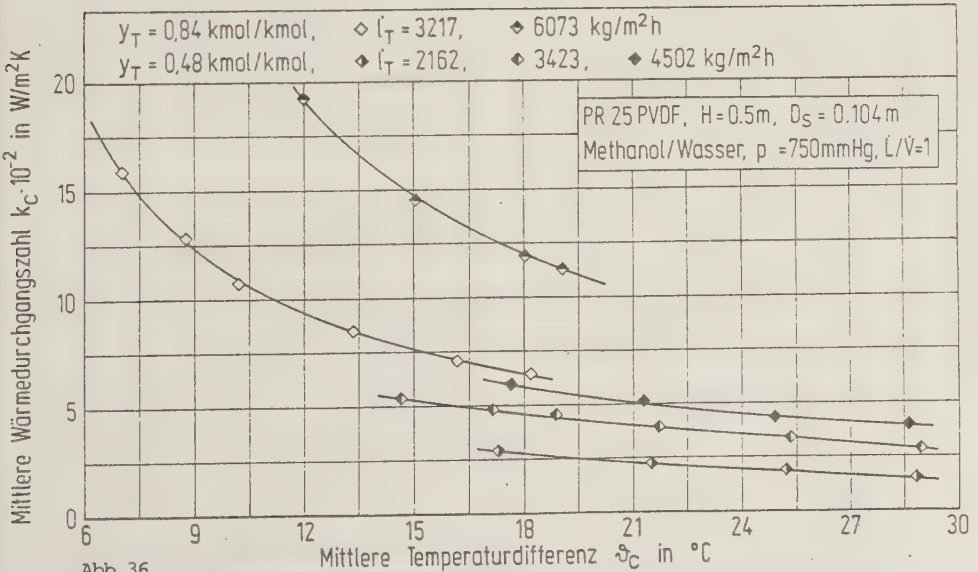


Abb.36

Mittlere Wärmedurchgangszahlen nach Gl.(21) in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz nach Gl.(18), dem Konzentrationsbereich und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Bei sehr hohen Belastungen mit Einfluß der Dampfströmung auf den Rieselfilm steigen die k_C -Werte stärker an. Dies wird in Abb.30 für $\dot{l}_T = 8149$ und $8487 \text{ kg/m}^2\text{h}$ und in Abb.37 für $\dot{l}_T = 4042, 4249$ und $6122 \text{ kg/m}^2\text{h}$ deutlich.

In den Abb.30, 32,35 und 37 kann man erkennen, daß bei gleicher spezifischer Flüssigkeitsbelastung in den Kolonnen mit unterschiedlichen Durchmessern nur geringe Unterschiede in den k_C -Werten existieren. Aufgrund der etwas größeren geometrischen Oberflächen und der kleineren relativen Lückenvolumina der Schüttungen mit den größeren Durchmessern (vgl. Tabelle 3) sind bei diesen die Wärmedurchgangszahlen etwas geringer. Eine Ausnahme bildet nur die Schüttung mit keramischen Raschigringen, bei der aber auch vermutlich infolge nichtoptimalen Einfüllens der Ringe die Schüttungsoberfläche a_S in der dickeren Kolonne geringer war.

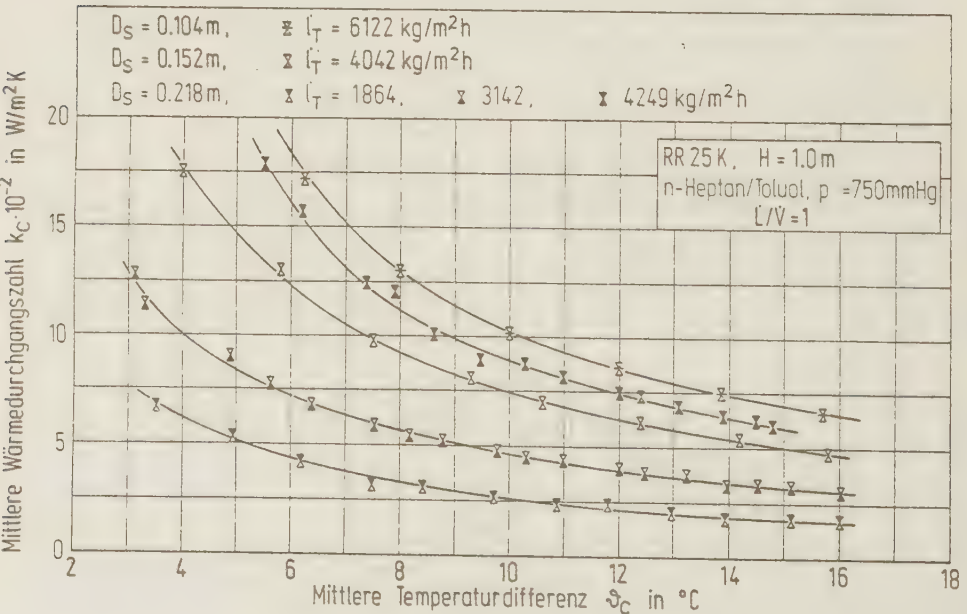


Abb.37

Mittlere Wärmedurchgangszahlen nach Gl.(21) in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz nach Gl.(18), dem Schüttungsdurchmesser und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Die Abweichungen bewegen sich ansonsten im Rahmen der Meß- und Auswertegenauigkeit, da bei Abkühlungen größer als 20 °C der Wert von k_C noch bis zu $\pm 15\%$ schwanken kann, aufgrund der bereits erläuterten möglichen systematischen Fehler der H_C -Werte.

Beim Metallpallring mit $d_F = 35$ mm, Abb.32, wurden für die spezifischen Flüssigkeitsbelastungen $\dot{I}_T = 4054$ bzw. 4536 kg/m²h in den Kolonnen mit $D_S = 0.152$ bzw. 0.218 m genau die gleichen Werte berechnet, so daß man insgesamt von einer guten Reproduzierbarkeit der Ergebnisse für die Wärmedurchgangszahlen sprechen kann.

Außerdem wurde damit die Zulässigkeit von Messungen in Schüttungen mit unterschiedlichen Durchmesser zur Realisierung der verschiedenen spezifischen Flüssigkeitsbelastungen nachgewiesen.

Der Kunststoffpallring wurde beim System Methanol/Wasser in zwei Konzentrationsbereichen getestet. Entsprechend den etwas größeren Kondensationszonenhöhen (siehe Abb.28) sind die Wärmedurchgangszahlen für die niedrigere Konzentration des Rücklaufs durch den geringeren Flüssigkeitsinhalt bei schlechterer Benetzung kleiner, Abb.36.

Ein Einfluß der spezifischen Flüssigkeitsbelastung auf die Direktwärmeübertragung ist also vorhanden. Bestmögliche k_C -Werte treten immer dann auf, wenn Flüssigkeits- und Dampfbelastung so hoch sind, daß der Betriebspunkt im Bereich des beginnenden Flüssigkeitsaufstaus liegt. Die Wärmedurchgangszahl verhält sich somit in ihrer Belastungsabhängigkeit ähnlich wie die Trennwirkung.

Für die metallische Ausführung des Pallrings zeigt Abb.38 den Einfluß der Füllkörperabmessung auf die Wärmedurchgangszahl bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation.

Bei vier spezifischen Flüssigkeitsbelastungen ist hier die mittlere volumetrische Wärmedurchgangszahl über der mittleren Temperaturdifferenz aufgetragen, weil die wahren Austauschflächen oder ein Benetzungsfaktor für die unterschiedlichen Schüttungsoberflächen nicht bekannt sind.

So wie die spezifische Trennwirkung ist auch die volumetrische Wärmedurchgangszahl bei der größeren Hauptabmessung von $d_F = 50$ mm geringer, und ebenso wie die Trennwirkung ist sie beim

25 mm- und 35 mm-Ring nicht sehr verschieden [14].

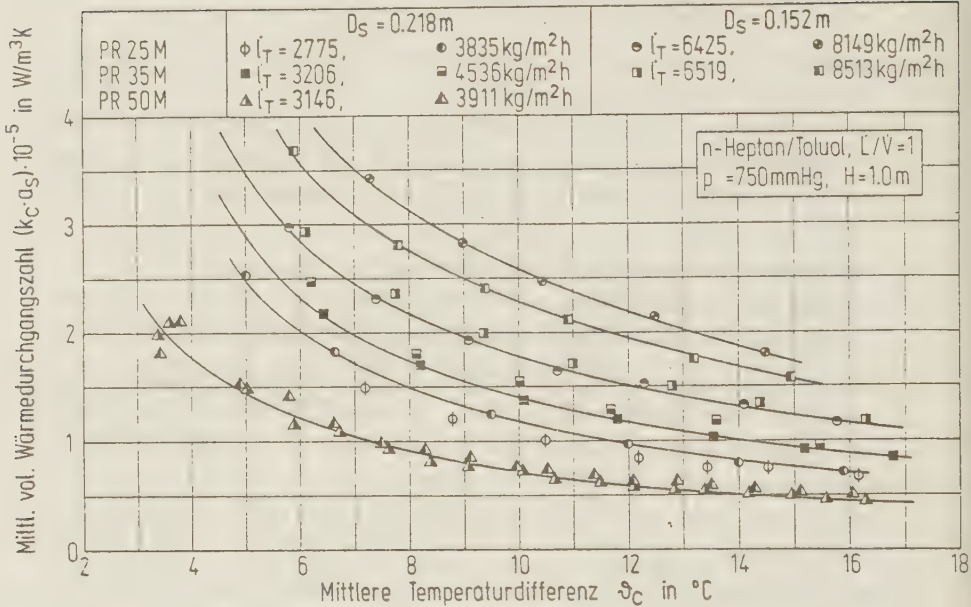


Abb.38

Mittlere volumetrische Wärmedurchgangszahlen für Schüttungen metallischer Pallringe in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz, der spezifischen Flüssigkeitsbelastung und der Füllkörperperhautabmessung

Der Einfluß von Füllkörpermaterial und -typ soll anhand der Abb.39 diskutiert werden.

Zwischen dem keramischen Pallring mit $d_F = 50$ mm und dem gleichgroßen Metallring gab es keine wesentlichen Unterschiede in den volumetrischen Wärmedurchgangszahlen. Der Kunststoffpallring mit $d_F = 25$ mm weist bei kleinen Flüssigkeitsbelastungen infolge schlechterer Benetzung geringere $(k_C \cdot a_S)$ -Werte auf als der gleichgroße Metallring. Bei Flüssigkeitsbelastungen größer als $4000 kg/m^2h$ sind die Werte jedoch etwa gleich.

Mittl. vol. Wärmedurchgangszahl ($k_c \cdot \vartheta_c$) $\cdot 10^{-5}$ in $W/m^2 \cdot K$

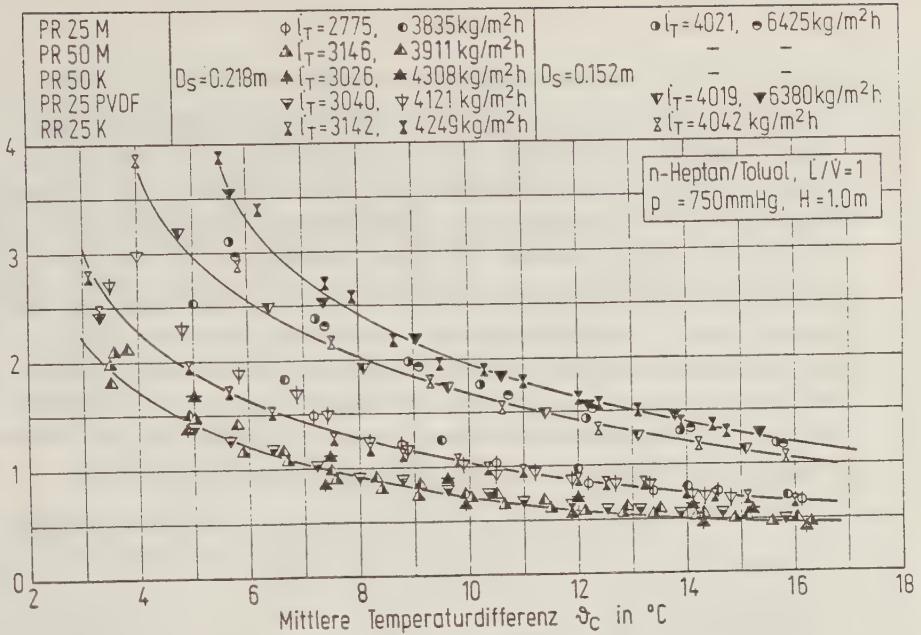


Abb.39

Mittlere volumetrische Wärmedurchgangszahlen für verschiedene Füllkörperschüttungen in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Auch der keramische 25 mm-Raschigring ist bei kleinerem $\dot{I}_T$ zunächst schlechter als der gleichgroße Metallpallring, jedoch besser als der Kunststoffring mit $d_F = 25$ mm.

Wie die Trennwirkungs-Belastungskurve zeigte, lag man bei $\dot{I}_T = 4249$ $kg/m^2 \cdot h$ bereits bezüglich der Dampfbelastung im Bereich der ansteigenden Trennwirkung. Durch den auch visuell beobachtbaren beginnenden Flüssigkeitsaufstau nahmen die Kondensationszonen ab und die volumetrischen Wärmedurchgangszahlen so stark zu, daß sie bei dieser Belastung schon höher liegen als die des Metallpallrings bei $\dot{I}_T = 6425$ $kg/m^2 \cdot h$.

Dieser Vergleich macht deutlich, daß ein Einfluß des Schüttungsmaterials auf die Leistungsfähigkeit bei Direktwärmeübertragung von der spezifischen Flüssigkeitsbelastung d.h. vom Belastungs-

zustand abhängt und nicht generell vorausgesagt werden kann.

Um den Einfluß des Stoffgemisches bei der partiellen Gegenstrom-Direktkondensation herauszustellen, sind in Abb.40 die mit den beiden Testgemischen n-Heptan/Toluol und Methanol/Wasser gemessenen mittleren volumetrischen Wärmedurchgangszahlen für die getesteten Pallringe einander gegenübergestellt.

Entsprechend den geringeren Kondensationszonenhöhen bei Methanol/Wasser sind die Wärmedurchgangszahlen etwas höher. Da sich bei gleicher mittlerer Temperaturdifferenz die mittleren Enthalpiewerte und die zugehörige Flüssigkeitsabkühlung aufgrund der größeren Dampfdruckverhältnisse von den Zahlenwerten für n-Heptan/Toluol unterscheiden, war dies nicht unbedingt zu erwarten.

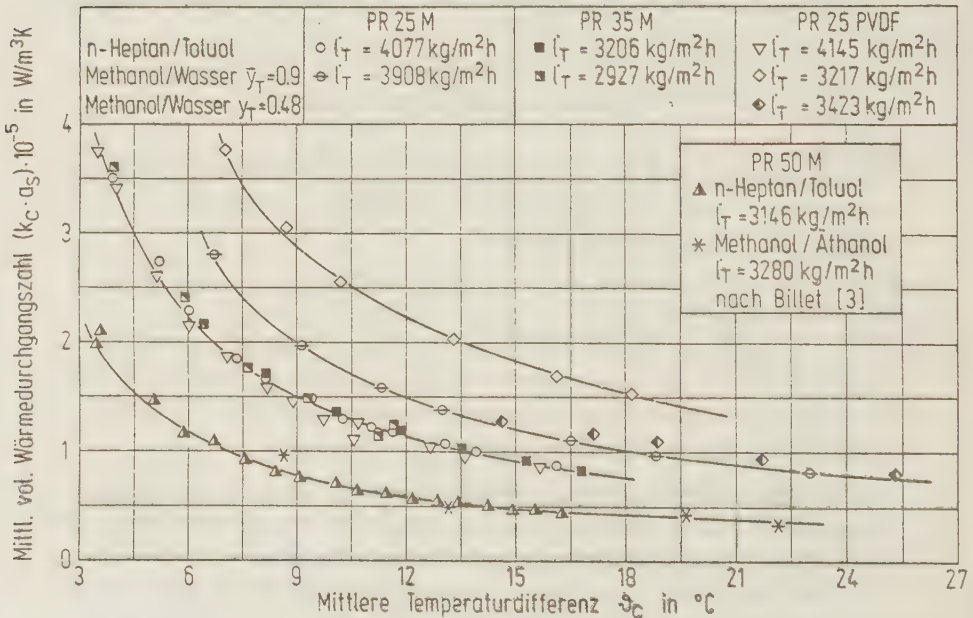


Abb. 40

Mittlere volumetrische Wärmedurchgangszahlen für verschiedene Stoffsysteme und Füllkörper in Abhängigkeit von der mittleren Temperaturdifferenz und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Der Vergleich für den 25 mm-Metallpallring oder den gleichgroßen Kunststoffpallring zeigt, daß für Methanol/Wasser der geringere Bedarf an Dampfkondensat zur Anwärmung über die damit verknüpfte Verminderung der H_C -Werte die volumetrische Wärmedurchgangszahl stärker beeinflußt als die Kondensationszonenvergrößerung infolge schlechterer Benetzung.

Nur beim 35 mm-Pallring ist kein Unterschied gemessen worden.

Auch im Falle des geringeren Methanolanteils in der Direktkondensationszone ($y_T = 0.48$ kmol/kmol) überwiegt der Einfluß der geringeren erforderlichen Kondensatmenge gegenüber der Vergrößerung der Kondensationszone infolge schlechterer Filmbildung.

Zur Überprüfung der Größenordnung der gemessenen Wärmedurchgangszahlen wurden in Abb.40 auch die einzigen bisher veröffentlichten Meßwerte nach Billet [3] für Methanol/Äthanol und den 50 mm-Pallring aus Metall einer eigenen Meßreihe gegenübergestellt. Es zeigt sich, daß die Ergebnisse trotz unterschiedlicher Stoffsysteme nahezu deckungsgleich sind.

Dies kann als Bestätigung für die Richtigkeit der eigenen Messungen angesehen werden.

5.5.2 Dimensionslose Gleichung für den Wärmedurchgang

Zur Vorausberechnung von Wärmedurchgangszahlen für die partielle Gegenstrom-Direktkondensation von Gemischdämpfen in Füllkörperschüttungen erschien es sinnvoll, die gemessenen k_C -Werte in einer für die praktische Anwendung geeigneten Form wiederzugeben.

Aus diesem Grund sollten die Einflußgrößen in Form dimensionsloser Kennzahlen zusammengefaßt und durch eine Gleichung miteinander verknüpft werden, deren Koeffizienten auf der Basis einer Korrelationsrechnung nach der Methode der kleinsten Fehlerquadratsumme zu bestimmen waren.

Für Wärmeübertragungsprobleme ist dies eine übliche Darstellungsweise.

Eine Dimensionsanalyse für das vorliegende Wärme- und Stoffübertragungsproblem liefert eine Fülle von Einflußgrößen, die bei

der Aufstellung des funktionalen Zusammenhanges jedoch auf diejenigen begrenzt wurden, die im Experiment variiert werden konnten. Die Form der Ergebnisgleichung wurde vorgegeben.

Da bei der Auslegung von Direktkondensationszonen die Zustandsgrößen der anzuwärmenden Flüssigkeit und des abzuführenden Restdampfes bekannt sind, und weil sich die Stoffwerte längs des Strömungsweges nicht sehr stark verändern, wurden die Kennzahlen der einfacheren Auswertung wegen für die Bedingungen am Kopf und nicht für Zonenmittelwerte berechnet.

Zur Wiedergabe der berechneten Wärmedurchgangszahlen k_C wurde die Nußeltzahl entsprechend der Definition

$$Nu = \frac{k_C \cdot d_h}{\lambda_{LT}} \quad , \quad (71)$$

verwendet, mit dem hydraulischen Durchmesser d_h nach Gl.(70) und der Wärmeleitfähigkeit λ_{LT} der kalten Zulaufflüssigkeit.

Der Flüssigkeitsmassenstrom soll in der Reynoldszahl des Riesel-films im Zulaufquerschnitt nach der Definition von Reichelt [13] berücksichtigt werden:

$$Re_{LT} = \frac{l_T \cdot d_h}{\epsilon \cdot \eta_{LT}} \quad , \quad (72)$$

in welcher die dynamische Viskosität des kalten Zulaufs η_{LT} als einzige noch nicht erläuterte Größe auftaucht.

Zur Berücksichtigung des Einflusses des Stoffwertequotienten aus Kondensationsenthalpie des Gemisches im Zulaufquerschnitt Δh_{VT} und der spezifischen Wärmekapazität der kalten Flüssigkeit c_{pLT} wird eine modifizierte Phasenumwandlungszahl [31] eingeführt:

$$Ph_T = \frac{c_{pLT}(t'_{LT} - t_{LT})}{\Delta h_{VT}} \quad . \quad (73)$$

Darin gibt t'_{LT} die Siedetemperatur zum Druck p im Zulaufquerschnitt und der Konzentration x_T an und t_{LT} die Einspeisungstemperatur der kalten Flüssigkeit.

Die Änderung von Stoffgrößen bei Verwendung verschiedener Gemische findet bei Wärmeübertragungsproblemen meist durch die Prandtlzahl Eingang in die Auswertungen:

$$Pr_{LT} = \frac{\eta_{LT} \cdot c_{pLT}}{\lambda_{LT} \cdot M_{LT}} \quad (74)$$

Sie ist hier ebenfalls auf die Zulaufbedingungen bezogen und beinhaltet noch die Molmasse M_{LT} zur Umrechnung der molaren Wärmekapazität c_{pLT} .

Außerdem sollten Schüttungsstruktur und erforderliche Schütthöhen für die Direktkondensation durch das dimensionslose Verhältnis von hydraulischem Durchmesser d_h und Kondensationszonenhöhe H_C Berücksichtigung finden.

Die Regressionsrechnung auf der Basis eines am Lehrstuhl für Thermische Stofftrennverfahren im Rahmen einer Studienarbeit [33] angefertigten Rechnerprogramms führte zu der Gleichung:

$$Nu = 0.4568 \cdot Re_{LT}^{1.095} \cdot Ph_T^{0.646} \cdot Pr_{LT}^{2.169} \cdot \left(\frac{d_h}{H_C}\right)^{1.292} \quad (75)$$

welche mit einem mittleren Fehler von 13.5% die Vorausberechnung von k_C ermöglicht.

In Abb. 41 sind die berechneten Nusseltzahlen in Abhängigkeit von den aus den Meßdaten berechneten Werten dargestellt. Mit Hilfe der eingezeichneten Linien für die Abweichungen $\pm 15\%$ kann man erkennen, daß die Übereinstimmung zufriedenstellend ist. Um die Übersichtlichkeit zu erhalten wurden für die beiden Testgemische und alle untersuchten Füllkörperschüttungen sowie Flüssigkeitsbelastungen nicht sämtliche Werte eingetragen. Außerdem ist nur der Bereich bis $Nu = 240$ wiedergegeben, in welchem etwa 90% aller Daten lagen.

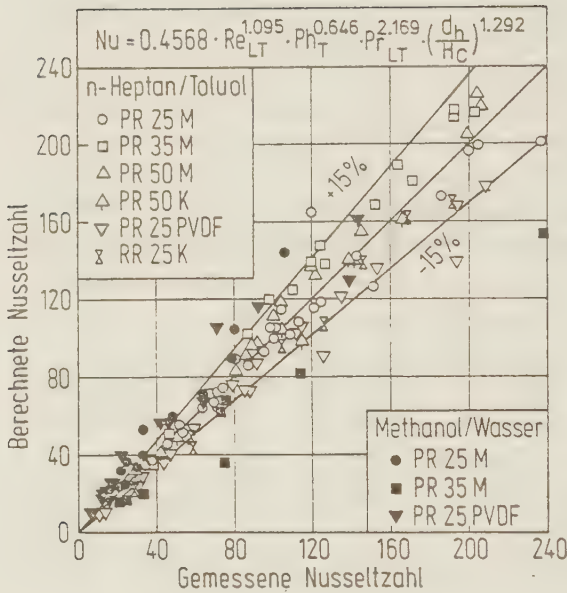


Abb. 41

Nußeltzahlen für partielle Gegenstrom-Direktkondensation nach Gl. (75) in Abhängigkeit von den aus den Meßdaten berechneten Werten

Die Gl. (75) ist in den folgenden Bereichen für die Kennzahlen nachgewiesen:

$$15.50 \leq Re_{LT} \leq 211.30$$

$$0.01 \leq Ph_T \leq 0.36$$

$$3.31 \leq Pr_{LT} \leq 7.84$$

$$0.06 \leq d_h/H_C \leq 2.54$$

Die praktische Anwendung der Gl. (75) wird in einem nachfolgenden Rechenbeispiel gezeigt. Es sei an dieser Stelle bereits darauf hingewiesen, daß nur in Verbindung mit einem Flüssigkeitsverteiler, der eine ähnlich gute Verteilung wie der hier benutzte (mindestens 7 Aufgabestellen je dm^2) aufweist, eine Übereinstimmung mit genügender Genauigkeit erwartet werden kann.

5.6 Trennwirkung der Direktkondensationszonen

Mit der Gl.(66) und unter Berücksichtigung der nach $(NTU_{OV})_R$ aufgelösten Gl.(24) ist es möglich, die Definitionsgleichung für das Verhältnis der Trennwirkungen m umzuschreiben. Nach einigen Umformungen folgt nämlich aus Gl.(25):

$$m = \frac{(NTU_{OV})_C}{NTU_{OV} - (NTU_{OV})_T + (NTU_{OV})_C} \quad \text{für } H = \text{konst.} \quad (76)$$

In dieser Bestimmungsgleichung für m sind nur noch die Meßwerte für die Trennwirkung der Schüttung bei Rücklauf mit Siedetemperatur NTU_{OV} und diejenige bei kaltem Rücklauf $(NTU_{OV})_T$ sowie die dazu mit Hilfe der Theorie stattfindender Phasengleichgewichtskondensation bestimmte Trennwirkung der Kondensationszone $(NTU_{OV})_C$ enthalten.

Gl.(76) eignet sich zur Abschätzung der Grenzen von m .

a) Geht die Rücklaufabkühlung gegen 0, so gilt für die Anzahlen der Übertragungseinheiten:

$$\begin{aligned} (NTU_{OV})_C &\rightarrow 0 \\ (NTU_{OV})_T &\rightarrow NTU_{OV} \end{aligned}$$

Aus Gl.(76) folgt:

$$\lim_{\Delta t \rightarrow 0} m = \frac{0}{0}$$

Den Grenzwert kann man in diesem Fall nur mit Hilfe der l'Hospital'schen Regel [25] finden, wenn der Quotient aus den Ableitungen von Zähler- und Nennerfunktion gebildet wird.

Die dazu erforderlichen Abhängigkeiten $(NTU_{OV})_C = f(\Delta t)$ und $(NTU_{OV})_T = f(NTU_{OV}, \Delta t)$ können für solche Meßreihen gebildet werden, bei denen die zur Konstanthaltung der Rücklaufmenge gesteigerte Dampfbelastung keine Veränderung der Anzahlen an Übertragungseinheiten hervorruft.

Es kommen hierfür nur die folgenden n-Heptan/Toluol-Meßreihen in Betracht:

1. PR 25 M, $D_S = 0.152 \text{ m}$, $\dot{I}_T = 6425 \text{ kg/m}^2\text{h}$, (vgl. Tabelle 39)
2. PR 35 M, $D_S = 0.152 \text{ m}$, $\dot{I}_T = 8513 \text{ kg/m}^2\text{h}$, (vgl. Tabelle 49)
3. RR 25 K, $D_S = 0.218 \text{ m}$, $\dot{I}_T = 3142 \text{ kg/m}^2\text{h}$, (vgl. Tabelle 77).

Die $(NTU_{OV})_C$ -Werte nach Gl.(24) lassen sich gut durch eine lineare Abhängigkeit von Δt wiedergeben, und zur Abschätzung des Grenzwertes von m kann es auch genügen, die Funktion $(NTU_{OV})_T = f(NTU_{OV}, \Delta t)$ durch eine Geradengleichung anzunähern.

Aus den Ableitungen der gefundenen Beziehungen läßt sich dann der Grenzwert von m näherungsweise ermitteln:

$$\begin{aligned} 1. \text{ PR 25 M: } & (NTU_{OV})_C = 0.0068 \cdot \Delta t + 0.0057 \\ & (NTU_{OV})_T = 3.956 - 0.0050 \cdot \Delta t \\ & \text{für } \Delta t \text{ gegen } 0 \text{ folgt: } \underline{\lim m = 0.58} \quad . \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} 2. \text{ PR 35 M: } & (NTU_{OV})_C = 0.0063 \cdot \Delta t + 0.0046 \\ & (NTU_{OV})_T = 2.768 - 0.0026 \cdot \Delta t \\ & \text{für } \Delta t \text{ gegen } 0 \text{ folgt: } \underline{\lim m = 0.71} \quad . \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} 3. \text{ RR 25 K: } & (NTU_{OV})_C = 0.0063 \cdot \Delta t + 0.0196 \\ & (NTU_{OV})_T = 3.747 - 0.0020 \cdot \Delta t \\ & \text{für } \Delta t \text{ gegen } 0 \text{ folgt: } \underline{\lim m = 0.76} \quad . \end{aligned}$$

b) Nähert sich die Rücklaufabkühlung einem maximalen Wert $\Delta t_{\max}$, bei dem die gesamte Schüttung zur Direktkondensationszone wird, $H = H_C$, muß gelten:

$$\begin{aligned} (NTU_{OV})_C &= (NTU_{OV})_T \\ &= c \cdot NTU_{OV} \quad , \quad 0 < c < 1 \quad . \end{aligned}$$

$$\text{Aus Gl.(76) folgt: } \lim_{\Delta t \rightarrow \Delta t_{\max}} m = c \quad .$$

Der Zahlenwert von m geht also gegen den mit c bezeichneten Grenzwert, welcher angibt, wieviel Prozent der Rektifiziertrennwirkung bei Direktkondensation erreicht wird.

Bei einer beliebigen Abkühlung $\Delta t < \Delta t_{\max}$ können mit den zuvor gefundenen linearen Abhängigkeiten aus Gl.(76) die Meßgrenzwerte bei größtmöglichem Δt näherungsweise bestimmt werden:

1. PR 25 M: $m(\Delta t = 60^\circ \text{C}) = 0.564$,
2. PR 35 M: $m(\Delta t = 60^\circ \text{C}) = 0.694$,
3. RR 25 K: $m(\Delta t = 60^\circ \text{C}) = 0.722$.

Sie werden bestätigt durch die in Abb.42 bis 44 für alle Meßreihen mit konstanter Rücklaufmenge über der Rücklaufabkühlung aufgetragenen m-Werte.

Sie ergeben sich aus Gl.(25), wobei die Veränderung der Trennwirkung der Rektifizierzone mit gesteigerter Dampfbelastung berücksichtigt wurde.

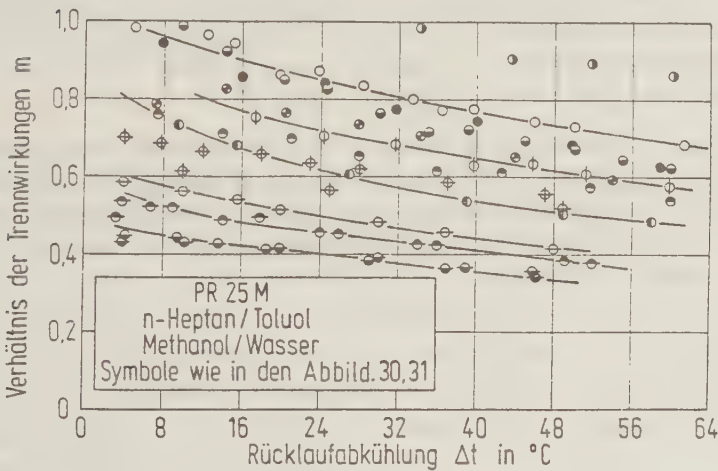


Abb.42

Verhältnis der Trennwirkungen nach Gl.(25) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung

Nahezu der gesamte Bereich von $m = 0.4$ bis $m = 1.0$ wird durch die Meßwerte ausgefüllt, wobei die Methanol/Wasser-Daten überwiegend bei tieferen Werten liegen.

Dies war zu erwarten, da bei diesem Gemisch die Verdampfungsenthalpie der schwerersiedenden Komponente erheblich größer ist, wodurch das theoretische Verhältnis der Trennwirkungen bei allein einseitig gerichtetem Stoffübergang kleiner als 0.5 wird.

Bei sämtlichen Meßreihen fällt m mit steigender Abkühlung. Dies deutet auf einen schlechteren Stoffaustausch bei größeren zu kondensierenden Dampfmenen hin.

Die Abnahme kann bei einigen Meßreihen aber auch darauf zurückzuführen sein, daß korrigierte, linear zunehmende H_C -Werte zur Berechnung verwendet wurden.

Bei kleineren Abkühlungen lagen die Meßwerte für H_C häufig über den Regressionsgeraden, so daß die kleineren Werte $(H_C)_r$ die Trennwirkungsverhältnisse vergrößern. Es ergaben sich dadurch m -Werte nahe bei und sogar größer als 1.0.

Aufgrund der starken Streuungen ist es aber andernfalls kaum möglich, Grenzwerte für m bei sehr großer Abkühlung oder Abhängigkeiten von I_T zu erkennen. Als sichere Werte können daher nur die Trennwirkungsverhältnisse bei mittleren bis großen Abkühlungen angesehen werden.

Beim 25 mm-Metallpallring (Abb.42) liegt m im Mittel bei etwa 0,7. Es fällt bis auf 0,4 ab. Bei Methanol/Wasser beträgt der Mittelwert 0,45. Der geringste Wert liegt nahezu bei 0,3.

Abb.43 zeigt, daß bei größeren Pallringen ($d_F = 35$ und 50 mm) auch die Trennwirkungsverhältnisse für n-Heptan/Toluol größer sind.

Dies bedeutet, daß bei einem Gemisch mit nahezu gleichen molaren Verdampfungsenthalpien der beiden Komponenten die Pallring-schüttungen mit schlechterer spezifischer Trennwirkung prozentual einen besseren Stoffaustausch bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation im Vergleich zur Rektifikation ermöglichen als Schüttungen mit größerer spezifischer Trennwirkung bei gleicher Flüssigkeitsbelastung. Eine plausible Erklärung dafür konnten die Untersuchungen nicht geben.

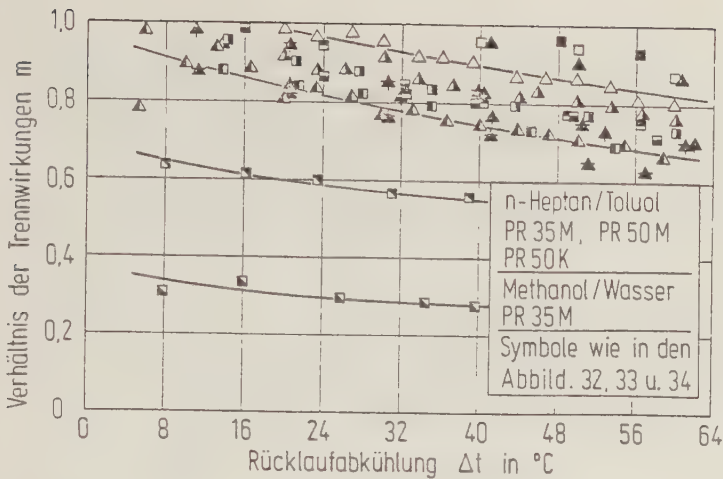


Abb.43

Verhältnis der Trennwirkungen nach Gl.(25) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung für verschiedene Füllkörper

Meßfehler scheiden aus, da die Meßreihen an verschiedenen Tagen und mit verschiedenen Abkühlungen wiederholt wurden. Ebenso unwahrscheinlich ist ein falsches Anpassen der Kondensationszonenhöhen durch die Regressionsgerade, da z.B. gerade beim 50 mm-Metallpallring (vgl. Abb.26) der lineare Anstieg am deutlichsten und auch am besten reproduzierbar war.

Die Verhältnisse der Trennwirkungen liegen nach Abb.43 im Mittel bei 0.8 und streben mit steigender Flüssigkeitsbelastung und Abkühlung gegen 0.6. Bei Methanol/Wasser liegt m wieder eindeutig bei niedrigeren Werten.

Für den Kunststoffpallring ($d_F = 25$ mm) zeigt Abb.44 ähnliche Ergebnisse wie für den Metallpallring gleicher Größe. Für m wurden auch hier die Werte 0.4 bis 1.0 berechnet, wobei für Methanol/Wasser größere herauskamen als zuvor. Im Mittel liegt m bei 0.7, die geringsten Werte betragen etwa 0,4 .

Für den keramischen Raschigring ist m für n-Heptan/Toluol ähnlich hoch wie für die Pallringe nach Abb.43.

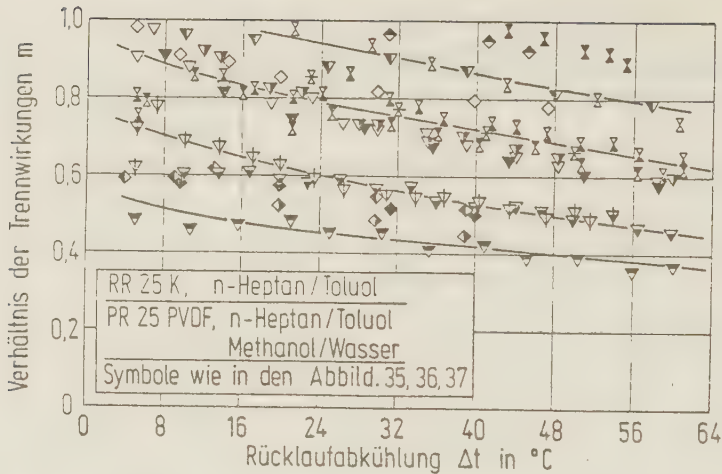


Abb. 44

Verhältnis der Trennwirkungen nach Gl. (25) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung und der spezifischen Flüssigkeitsbelastung für verschiedene Füllkörper

Die Trennwirkungsverhältnisse m konnten auch für die Meßreihen berechnet werden, die zur Bestimmung der reduzierten bezogenen Trennwirkung mit konstanter Verdampferheizleistung, d.h. nahezu konstantem Dampfbelastungsfaktor am unteren Ende der Kondensationszone durchgeführt wurden.

Sie sind ebenfalls in den Tabellen 21 bis 34 enthalten und gemeinsam in Abb. 45 über der Rücklaufabkühlung dargestellt.

Eine Wiedergabe der Kondensationszonenhöhe H_C durch Regressionsgleichungen erfolgte nicht, so daß für jeweils eine spezifische Dampfbelastung der Kondensationszone starke Schwankungen von m auftreten.

Bei kleineren Abkühlungen ist m im Gegensatz zu den Meßreihen mit $l_T = \text{konst.}$ geringer als die Werte bei großem Δt . Offensichtlich waren die H_C -Werte zu ungenau.

Bei Abkühlungen größer als etwa 30°C bleiben die Trennwirkungsverhältnisse konstant und liegen im Mittel bei 0.7. Beim Metallpallring ($d_F = 35 \text{ mm}$) und beim keramischen Raschigring sind sie

auch hier etwas größer als der Durchschnitt. Für Methanol/Wasser sind sie wiederum kleiner.

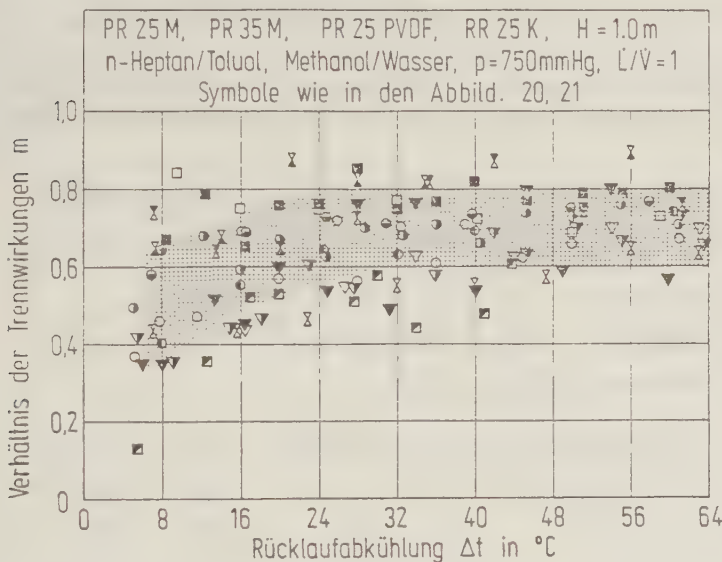


Abb.45

Verhältnis der Trennwirkungen nach Gl. (25) in Abhängigkeit von der Rücklaufabkühlung und der spezifischen Dampfbelastung der Kondensationszone für verschiedene Füllkörper

Zusammenfassend kann man aus den Ergebnissen folgern, daß der Stoffaustausch bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation erwartungsgemäß schlechter ist als bei Rektifikation.

Die Trennwirkungsverhältnisse für n-Heptan/Toluol lassen erkennen, daß der Stoffaustausch bei einem Gemisch mit nicht sehr verschiedenen Verdampfungsenthalpien je nach Abkühlung bis auf 50% abnehmen kann. Für nicht zu große Abkühlungen beträgt er im Mittel 70% desjenigen bei Rektifikation.

Hat die schwerersiedende Komponente eine erheblich größere Verdampfungsenthalpie, wie dies beim Gemisch Methanol/Wasser der Fall ist, so kann der Stoffaustausch bis auf 30% absinken, bewegt sich im Mittel aber um 50%.

6. Beispiel für die Berechnung von Direktkondensationszonen

Am Kopf der Verstärkungssäule einer Rektifizierkolonne, die mit 35 mm-Pallringen aus Metall ausgerüstet ist, wird der Rücklauf stark gekühlt eingespeist. Ein Verteiler mit 7 Aufgabestellen je dm^2 sorgt für eine gleichmäßig gute Flüssigkeitsbeaufschlagung.

Folgende Daten sind von der Kolonnenauslegung her bekannt:

Gemisch: n-Heptan/Toluol, Betriebsdruck: $p_T = 760 \text{ mmHg}$,

Kopfkonzentration: $y_T = x_T = 0,98 \text{ kmol/kmol}$,

Rücklaufmenge: $\dot{L}_T = 40,0 \text{ kmol/h}$,

Kolonnendurchmesser: $D_S = 0,8 \text{ m}$,

Kondensationstemperatur des Kopfdampfes: $t''_{VT} = 98,53 \text{ }^\circ\text{C}$,

Siedetemperatur des Rücklaufs: $t'_{LT} = 98,5 \text{ }^\circ\text{C}$,

Rücklauftemperatur: $t_{LT} = 38,5 \text{ }^\circ\text{C}$, Abkühlung: $\Delta t = 60 \text{ }^\circ\text{C}$.

Daten der Schüttung regelloser Pallringe aus Metall mit

$d_F = 35 \text{ mm}$ (Tabelle 3): $a_S = 170,2 \text{ m}^2/\text{m}^3$, $d_h = 0,0225 \text{ m}$,
 $\varepsilon = 0,956$.

Berechnung der Kondensationszonenhöhe und der mittleren Wärmedurchgangszahl (Stoffwerte nach [30]):

Molmasse des Rücklaufs: $M_{LT} = 100,04 \text{ kg/kmol}$,

Enthalpie des Rücklaufs bei Siedetemperatur: $h'_{LT} = 25562 \text{ kJ/kmol}$,

Enthalpie des kalten Rücklaufs: $h_{LT} = 8841 \text{ kJ/kmol}$,

Verdampfungsenthalpie am Kopf: $\Delta h_{VT} = 31749 \text{ kJ/kmol}$.

Wärmebedarf zur Anwärmung des Rücklaufs durch Direktkondensation von Gemischdampf bei Vernachlässigung der geringfügigen Enthalpieänderungen durch die Konzentrationsänderung längs des Strömungsweges:

$$\dot{Q} = \dot{L}_T \cdot (h'_{LT} - h_{LT}) = 185,8 \text{ kW} \quad (a)$$

Für diesen Wärmestrom gilt in Anlehnung an Gl.(12):

$$\dot{Q} = k_C \cdot a_S \cdot (\pi/4) \cdot D_S^2 \cdot H_C \cdot \vartheta_C \quad (b) \quad .$$

Mittlere Temperaturdifferenz nach Gl.(18) mit den Werten am Kopf der Schüttung:

$$\vartheta_C = 7.89 \text{ } ^\circ\text{C} \quad .$$

Mit den Schüttungsdaten folgt aus Gl.(b) in Verbindung mit Gl.(a) und der mittleren Temperaturdifferenz für den erforderlichen Zusammenhang zwischen k_C und H_C :

$$k_C = 275.3/H_C \quad (c) \quad .$$

Die spezifische Flüssigkeitsbelastung beträgt: $\dot{l}_T = 7961 \text{ kg/m}^2\text{h} \quad .$

Mit den Stoffdaten für die Bedingungen am Kopf folgt aus den Gln.(72, 73, 74):

$$\text{Re}_{LT} = 162.8 \quad ,$$

$$\text{Ph}_T = 0.4339 \quad ,$$

$$\text{Pr}_{LT} = 6.1099 \quad .$$

Unter Benutzung der Gl.(71) liefert Gl.(75) nach einer Umstellung den experimentell begründeten Zusammenhang:

$$k_C = 141.4/(H_C^{1.292}) \quad (d) \quad .$$

Verknüpft man die Gln.(c) und (d) so ergibt sich für die erforderliche Direktkondensationszonenhöhe:

$$H_C = 0.102 \text{ m} \quad .$$

Die mittlere Wärmedurchgangszahl, berechnet mit der geometrischen Schüttungsoberfläche, beträgt:

$$k_C = 2700 \text{ W/m}^2\text{K} \quad .$$

Mit y_T und dem Kopfbelastungsverhältnis kann mittels Gl.(7) die Konzentration des in die Kondensationszone eintretenden Dampfes bestimmt werden. Mit der Gleichung für die Betriebslinie Gl.(46) erhält man x_B , so daß für die Rektifizierzone der Verstärkungs-kolonne die erforderliche Anzahl an Übertragungseinheiten und mit der spezifischen Trennwirkung der Einbauten die Schütthöhe gefunden werden kann.

Eine zweite Möglichkeit zur Bestimmung der Gesamtschütthöhe sieht so aus, daß mit dem Verhältnis der Trennwirkungen m für den Füllkörper und die spezifische Flüssigkeitsbelastung mittels Gl.(29) die erforderliche Zusatzhöhe ΔH bestimmt wird, wenn zuvor die Schütthöhe für den Fall der Einspeisung des Rücklaufs mit Siedetemperatur berechnet wurde.

7. Zusammenfassung

Auf der Grundlage einer Theorie zum Wärme- und Stoffaustausch bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation [3,7] wurden systematische experimentelle Untersuchungen zur Erforschung dieses Vorganges in Füllkörperschüttungen durchgeführt.

Nach einer kurzen Besprechung der theoretischen Grundlagen und einer Diskussion der Theorie stattfindender Phasengleichgewichtskondensation wird auf die Änderung des internen Belastungsverhältnisses und des Konzentrationsverlaufs in Direktkondensationszonen in kalt gespeisten Rektifizierkolonnen eingegangen. Dazu wurden einfache Betriebsliniengleichungen für Direktkondensationszonen in Verstärkungssäulen ($\dot{L}/\dot{V} < 1$) und Abtriebssäulen ($\dot{L}/\dot{V} > 1$) abgeleitet. In kalt gespeisten Verstärkungskolonnen ändert sich das Verhältnis $\dot{L}/\dot{V}$ in der Kondensationszone dann am stärksten, wenn das Kopfrücklaufverhältnis in der Größenordnung von etwa 0.9 liegt. In Abtriebskolonnen ist die Änderung umso größer, je größer das Belastungsverhältnis am Kopf der Kondensationszone ist.

Durch Einspeisung gekühlter Rücklaufflüssigkeit in Schüttungen mit Pallringen aus Metall und Kunststoff ($d_F = 25$ und 35 mm) und keramischen Raschigringen ($d_F = 25$ mm) bei totalem Rücklauf und Normaldruck wurde zunächst im Experiment festgestellt, daß die Trennwirkung im Vergleich zu derjenigen bei Einspeisung des Rücklaufs mit Siedetemperatur bis auf etwa 95% abfallen kann, wenn die Schütthöhe $H = 1$ m beträgt.

Geprüft wurde dies mit den beiden Testgemischen n-Heptan/Toluol und Methanol/Wasser.

Durch Vergleich der Schüttungstrennwirkung von Versuchen mit heißem und mit kaltem Rücklauf bei konstant gehaltener Rücklaufmenge konnten die Höhen der Direktkondensationszonen am Kopf der Gesamtschüttung, mittlere Wärmedurchgangszahlen für die Direktwärmeübertragung und das Verhältnis der spezifischen Trennwirkungen von Direktkondensations- und Rektifizierzone berechnet werden unter der Annahme, daß der Dampf mit seiner Phasengleichgewichtskonzentration niedergeschlagen wird.

Diese Untersuchungen wurden zusätzlich zu den oben genannten Füllkörpern auch mit 50 mm-Pallringen aus Metall und Steinzeug vorgenommen.

Der Auswertungsgang wird beispielhaft für einen Meßpunkt gezeigt.

Bei spezifischen Flüssigkeitsbelastungen bis über $8000 \text{ kg/m}^2\text{h}$ und Abkühlungen bis zu 60°C unter die Siedetemperatur erreichten die nahezu linear mit der Rücklaufabkühlung ansteigenden Direktkondensationszonenhöhen bei 25 mm-Pall- und Raschigringen Werte von 0.15 bis 0.20 m. Bei den 50 mm-Pallringen wurden schon bei spezifischen Flüssigkeitsbelastungen von etwa $4000 \text{ kg/m}^2\text{h}$ Höhen von 0.25 m gemessen.

Die Kondensationszonenhöhen nehmen bei steigender kalter Flüssigkeitsmenge solange zu, bis aufgrund des Einflusses der Dampfströmung auf den Rieselfilm ein Aufstau der Flüssigkeit erfolgt. Bei der Direktkondensation von Methanol/Wasser, dem Gemisch mit der größeren Verdampfungsenthalpie, sind die Kondensationszonen kleiner.

Die mittleren Wärmedurchgangszahlen, bezogen auf die geometrische Oberfläche der Schüttung, fallen mit zunehmender Abkühlung, mit steigender Flüssigkeitsbelastung nehmen sie zunächst aufgrund der besser werdenden Benetzung und dann aufgrund des beginnenden Aufstaus zu.

Die Reproduzierbarkeit wurde mit wiederholten Versuchen auch in Schüttungen mit unterschiedlichen Durchmessern nachgewiesen. Zum Vergleich verschiedener Füllkörper miteinander wurde die volumetrische Wärmedurchgangszahl ($k_C \cdot a_S$) herangezogen, um den Einfluß der unterschiedlichen Schüttungsoberflächen auszuschalten.

Der Einfluß der Füllkörpergröße auf die volumetrischen Wärmedurchgangszahlen ist ähnlich demjenigen auf die spezifische Trennwirkung. Bei großen Hauptabmessungen ist ($k_C \cdot a_S$) geringer.

Das Füllkörpermaterial spielt ebenfalls eine Rolle. Bei kleinen Flüssigkeitsbelastungen erzielt man in Kunststoff- und Keramikring-Schüttungen ($d_F = 25 \text{ mm}$) kleinere volumetrische Wärmedurchgangszahlen als in solchen mit metallischen Füllkörpern. Bei größeren Belastungen und bei größeren Hauptabmessungen der Ringe verschwinden diese Unterschiede.

Die Größe der Wärmedurchgangszahl k_C hängt nicht sehr stark vom Stoffgemisch ab.

Obwohl beim Direktkondensationsprozeß dem Verhältnis von Kondensationsenthalpie und spezifischer Wärmekapazität des Gemisches eine große Bedeutung zukommt, sind bei Methanol/Wasser, dem Testgemisch mit dem höheren Wert für diesen Quotienten, nur wenig größere Wärmedurchgangszahlen gemessen worden. Dies ist auf die Vergrößerung der Kondensationszonenhöhen infolge schlechterer Benetzung und auf die Zunahme der mittleren treibenden Temperaturdifferenz infolge des größeren Dampfdruckverhältnisses zurückzuführen.

Zur Vorausberechnung von Wärmedurchgangszahlen für praktische Anwendungen wurden die Meßergebnisse durch dimensionslose Kennzahlen wiedergegeben und in Form einer Regressionsgleichung zusammengefaßt.

Die Anwendung dieser Gleichung wird in einem Berechnungsbeispiel für eine Direktkondensationszone vorgeführt.

Der Stoffaustausch bei partieller Gegenstrom-Direktkondensation ist im Vergleich zur Rektifikation erwartungsgemäß schlechter. Ein aus spezifischer Trennwirkung von Direktkondensationszonen und Rektifizierungszonen gebildetes Verhältnis gab in Abhängigkeit von der Abkühlung des kalten Rücklaufs unter die Siedetemperatur Aufschluß über die Größenordnung.

Für große Abkühlungen kann bei n-Heptan/Toluol der Stoffaustausch bis auf 50% abnehmen, bei Methanol/Wasser sogar bis auf 30%.

Die mittleren Werte im Meßbereich für die Abkühlung von 0 bis 60 °C lagen jeweils um etwa 20% höher.

LITERATURVERZEICHNIS

- [1] W.L. Nelson; Petroleum Refinery Engineering, 4th Ed.
McGraw-Hill Book Company, New York (1958)
- [2] Ullmann's Enzyklopädie der technischen Chemie, 4. Aufl.
Bd. 10, Verlag Chemie Weinheim/Bergstr. (1975)
- [3] R. Billet; Stoffzerlegung durch partielle Gegenstrom-
Direktkondensation, Chemie-Technik 1 (1972), 427-434
- [4] R. Billet; Energieeinsparung bei thermischen Stofftrenn-
verfahren, Dr. A. Hüthig Verlag, Heidelberg (1983)
- [5] R.K. Neeld, J.T. O'Bara; Jet Trays in Heat Transfer
Service, Chemical Engineering Progress Vol.66 (1970) 7,
53-59
- [6] R.N. Watkins; How to design Crude Distillation, Hydro-
carbon Processing 48 (1969) 12, 93-106
- [7] R. Billet; Zum Wärme- und Stoffaustausch bei der partiel-
len Gegenstrom-Direktkondensation, Chem. Ing. Techn. 45
(1973) 13, 887-891
- [8] R. Billet; Stand, Entwicklung und Aussichten der Destil-
lation und Rektifikation im Vergleich zu anderen Trenn-
methoden, Chemie-Technik 3 (1974), 353-361
- [9] A.P. Zaiko, V.M. Platonov; Wirksamkeit von Kolonnenböden
bei Beaufschlagung mit tiefgeköhltem Rücklauf, (orig.
russ.) khim. prom. (1975) 12, 920-924
- [10] B. Kulbe, K. Hoppe, J. Keller; Entwicklung und praktische
Anwendung von Kolonnenpackungen für die Direktwärmeüber-
tragung, Chem. Tech. 34 (1982) 2, 73-77
- [11] A. Ito, K. Asano; Effect of subcooled reflux on the per-
formance of binary distillation columns, Journal of
Chemical Engineering of Japan Vol. 15 (1982) 3, 181-187
- [12] H. Brauer; Grundlagen der Ein- und Mehrphasenströmungen,
Verlag Sauerländer, Aarau u. Frankfurt a.M. (1971)

- [13] W. Reichelt, E. Blaß; Strömungstechnische Untersuchungen an mit Raschig-Ringen gefüllten Füllkörperrohren und -säulen, Chem. Ing. Techn. 43 (1971) 17, 949-956 und Chem. Ing. Techn. 43 (1971) 22, 1196-1203
- [14] R. Billet; Industrielle Destillation, Verlag Chemie, Weinheim/Bergstr. (1973)
- [15] E. Kirschbaum; Destillier- und Rektifizierteknik, 3. Aufl., Springer Verlag, Berlin - Göttingen - Heidelberg (1960)
- [16] W.A. Peters; The efficiency and capacity of fractionating columns, Ind. Engng. Chem. 14 (1922), 476
- [17] T.H. Chilton, A.P. Colburn; Distillation and Absorption in Packed Columns, Ind. Engng. Chem. 27 (1935) 3, 255-260
- [18] T.K. Sherwood, R.L. Pigford, C.R. Wilke; Mass Transfer, McGraw-Hill Book Company, New York (1975)
- [19] G. Hochgesand; Über den Einfluß von Kondensation und Verdampfung auf die Rektifikation von Zweistoffgemischen in Rohrkolonnen, VDI-Forschungsheft 498, VDI-Verlag Düsseldorf (1963)
- [20] E. Begemann; Rektifikation, Teilkondensation und Druckverlust von Zweistoffgemischen in innen berieselten dünnen Rohren, VDI-Forschungsheft 553, VDI-Verlag Düsseldorf (1972)
- [21] H. Sauer; Beitrag zur Berechnung der Teilkondensation und der nichtadiabaten Rektifikation von binären Dampfgemischen in Füllkörperrohren, Dissertation TU Clausthal (1977)
- [22] E. Blaß; Die Kondensation von binären Dampfgemischen, Chemie-Ingenieur-Technik 45 (1973) 13, 865-872
- [23] W. Nusselt; Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes, Zeitschr. d. VDI Bd. 60 (1916) 27, 541-546 und 28, 569-575
- [24] R. Billet, J. Maćkowiak; Neues Verfahren zur Auslegung von Füllkörperkolonnen für die Rektifikation, Verfahrenstechnik 17 (1983) 4

- [25] I.N. Bronstein, K.A. Semendjajew; Taschenbuch der Mathematik, BSB B.G. Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig (1972)
- [26] M. Hirata, S. Ohe, K. Nagahama; Computer Aided Data Book of Vapor-Liquid-Equilibria, Kondansha Limited Elsevier Scientific Publishing Company, Tokyo - Amsterdam - New York (1975)
- [27] E. Hala, I. Wichterle, J. Polak, T. Boublik; Vapour-Liquid-Equilibrium data at normal Pressures, Pergamon Press London - New York - Sidney (1968)
- [28] H.V. Kehiaian; Thermodynamik flüssiger Mischungen von Kohlenwasserstoffen mit verwandten Substanzen, Berichte der Bunsen-Gesellschaft für physikalische Chemie, Verlag Chemie, Weinheim/Bergstraße (1977)
- [29] V. Landau, Studienarbeit am Lehrstuhl für Thermodynamik, Institut für Thermo- und Fluidodynamik, Ruhr-Universität Bochum (1981)
- [30] R.C. Reid, J.M. Prausnitz, T.K. Sherwood; The Properties of Gases and Liquids, 3. Ed., McGraw-Hill Book Company, New York (1977)
- [31] VDI-Wärmeatlas, VDI-Verlag Düsseldorf (1974)
- [32] K.J. Hüttinger, F. Bauer; Benetzung und Stoffaustausch in Filmkolonnen, Chem. Ing. Techn. 54 (1982) 5, 449-460
- [33] G. Borchert; Studienarbeit am Lehrstuhl für Thermische Stofftrennverfahren, Institut für Thermo- und Fluidodynamik, Ruhr-Universität Bochum (1981)

Verwendete Formelzeichen

Formel- zeichen	Bezeichnung	Einheit
a	volumenbezogene Austauschfläche	m^2/m^3
a_S	spezifische Schüttungsoberfläche mit Berücksichtigung der Kolonnenmantelfläche	m^2/m^3
A	Austauschfläche	m^2
b	Polynomkoeffizienten	-
c	Grenzwert für m	-
c_P	spezifische Wärmekapazität bei konstantem Druck	$\text{kJ}/\text{kmol K}$
d_F	Hauptabmessung eines Ringfüllkörpers	mm
d_h	hydraulischer Durchmesser der Schüttungs- kanäle	m
$\dot{D}$	Kopfprodukt, Destillat	kmol/h
D_S	Durchmesser der Schüttung	m
f	Funktion, abhängige Variable	-
$\dot{F}$	Zulauf	kmol/h
g	unabhängige Variable	-
h	Teilhöhe, Ortskoordinate in Dampf- strömungsrichtung	m
h	molare Enthalpie	kJ/kmol
H	Höhe der Schüttung	m
H^+	Gesamtschütthöhe bei kaltem Rücklauf	m
ΔH	Zusatzhöhe bei kaltem Rücklauf	m
HETS	einem theoretisch arbeitenden Boden äquivalente Schütthöhe	m
HTU_{OV}	Höhe einer totalen dampfseitigen Übertragungseinheit	m
H_C	Kondensationszonenhöhe	m
Δh_v	Verdampfungs- bzw. Kondensations- enthalpie	kJ/kmol
k	Wärmedurchgangszahl	$\text{W}/\text{m}^2\text{K}$

$k_C \cdot a_S$	mittlere volumetrische Wärmedurchgangszahl	W/m^3K
i	spezifische Flüssigkeitsbelastung	kg/m^2h
$\dot{L}$	Flüssigkeitsmolstrom	$kmol/h$
m	Verhältnis der Trennwirkungen	-
M	Molmasse	$kg/kmol$
N_{TC}	Trennziffer für partielle Gegenstrom-Direktkondensation	-
NTU_{OL}	Anzahl der totalen flüssigkeitsseitigen Übertragungseinheiten	-
NTU_{OV}	Anzahl der totalen dampfseitigen Übertragungseinheiten	-
NTU_{OV}/H	Trennwirkung	$1/m$
p	Druck	$mmHg$
q	Enthalpiequotient	-
$\dot{Q}$	Wärmestrom	W
r	Rücklaufverhältnis	-
t	Temperatur	$^{\circ}C$
Δt	Flüssigkeitsabkühlung	$^{\circ}C$
$u_V \sqrt{\rho_V}$	Dampfbelastungsfaktor	$kg^{1/2}_m - 1/2_s - 1$
$\dot{V}$	Dampfmolstrom	$kmol/h$
V_{Mess}	Meßvolumen	ml
V_R	Rinnsalvolumen	ml
$\dot{V}_K$	Rücklaufvolumenstrom am Kopf	ml/s
$\dot{V}_{Mess}$	gemessener Rücklaufvolumenstrom	ml/s
w	Ablaufverhältnis	-
x	Molenbruch des Leichtersiedenden in der Flüssigkeit	$kmol/kmol$
y	Molenbruch des Leichtersiedenden im Dampf	$kmol/kmol$
$\bar{y}$	mittlerer Wert von y für mehrere Meßreihen	$kmol/kmol$

z	Ortskoordinate in Flüssigkeitsströmungsrichtung	-
δ	prozentualer Fehler	%
ε	relatives Lückenvolumen der Schüttung	-
η	dynamische Viskosität	kg/m s
Δ	Temperaturdifferenz	°C
λ	Wärmeleitfähigkeit	W/m K
ρ	Dichte	kg/m ³
τ	Füllzeit	s

Dimensionslose Kennzahlen

Nu	Nusseltzahl
Ph	Phasenumwandlungszahl
Pr	Prandtlzahl
Re	Reynoldszahl

Indizes

a	des abströmenden Dampfes
B	unteres Ende der Kondensationszone
c	Teilkondensat
C	gesamte Kondensationszone, Mittelwert
D	am Kopf bei Rücklauf mit Siedetemperatur
e	im Verstärkungsteil
E	Phasengleichgewicht
F	Zulauf
g	Phasengrenzfläche
H	Heizung
i	Zulaufquerschnitt, auf Verstärkungsteil bezogen
i*	unteres Ende der Kondensationszone im Abtriebsteil
iF	oberes Ende der Kondensationszone im Abtriebsteil
j	Summationsindex
L	Flüssigkeit
m	mittlerer Wert
max	maximaler Wert
r	mittels Regression korrigierter Wert

Rk	Rücklaufkondensator
R	Rektifizierzone
s	im Abtriebsteil
T	oberes Ende der Kondensationszone bzw. für die Gesamtschüttung
u	Umgebung
V	Dampf
W	am unteren Ende der Gesamtschüttung
z	des zuströmenden Dampfes
'	Zustand der siedenden Flüssigkeit
"	Sattdampfzustand
1	leichtersiedende Komponente
2	schwerersiedende Komponente

Abkürzungen für regellose Füllkörperschüttungen

PR 25 M	metallische Pallringe,	$d_F = 25 \text{ mm}$
PR 35 M	metallische Pallringe,	$d_F = 35 \text{ mm}$
PR 50 M	metallische Pallringe,	$d_F = 50 \text{ mm}$
PR 50 K	keramische Pallringe,	$d_F = 50 \text{ mm}$
PR 25 PVDF	Kunststoffpallringe,	$d_F = 25 \text{ mm}$
RR 25 K	keramische Raschigringe,	$d_F = 25 \text{ mm}$

Anhang: Tabellen der Meß- und Auswertungsergebnisse

Tabelle 4 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

PR 25 M , H = 1.0 m , D_S = 0.104 m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
3.4	756.4	0.1280	0.4745	11.91	0.549	3.756
3.9	745.7	0.1335	0.4830	13.94	0.646	3.764
4.4	756.4	0.1280	0.4765	16.50	0.760	3.778
5.2	756.4	0.1310	0.4735	20.66	0.952	3.702
5.6	753.7	0.1255	0.4680	21.14	0.978	3.707
6.4	756.4	0.1320	0.4690	21.65	0.999	3.638
6.8	755.3	0.1295	0.4595	26.14	1.211	3.567
7.2	749.7	0.1325	0.4650	28.88	1.340	3.575
7.5	756.4	0.1310	0.4620	30.12	1.392	3.574
8.0	760.8	0.1325	0.4585	31.47	1.452	3.514
8.5	756.4	0.1300	0.4630	32.18	1.487	3.599
8.6	748.0	0.1340	0.4700	33.37	1.564	3.610
9.4	756.4	0.1275	0.4710	36.34	1.675	3.724
9.9	755.2	0.1250	0.4660	41.80	1.931	3.703
10.4	756.4	0.1230	0.4720	43.72	2.014	3.799
11.2	756.4	0.1145	0.5020	47.86	2.184	4.271
12.0	756.4	0.0940	0.5235	50.57	2.293	4.862

Tabelle 5 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

PR 25 M , H = 1.0 m , D_S = 0.152 m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
4.2	755.8	0.1135	0.5040	15.50	0.332	4.310
5.6	755.8	0.1110	0.5210	21.65	0.461	4.552
7.0	753.0	0.1145	0.5045	31.48	0.674	4.287
8.4	755.8	0.1150	0.4980	35.44	0.759	4.216
9.8	755.8	0.1150	0.4870	41.73	0.896	4.089
11.2	753.0	0.1180	0.4785	48.11	1.038	3.934
12.6	755.8	0.1160	0.4760	53.47	1.152	3.948
14.0	755.8	0.1160	0.4760	57.81	1.245	3.948
15.4	753.0	0.1165	0.4755	61.43	1.326	3.923
16.8	755.8	0.1145	0.4745	65.56	1.412	3.954
18.2	755.8	0.1105	0.4680	73.41	1.585	3.942
19.6	755.8	0.1000	0.4660	80.64	1.742	4.089

Tabelle 6 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

PR 25 M , H = 1.0 m , $D_S = 0.218$ m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	$\frac{NTU_{OV}}{H}$
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	$\frac{\text{m}^{-1}}{\text{m}}$
7.0	752.0	0.0275	0.3160	24.93	0.276	4.419
9.2	752.0	0.0305	0.3080	36.11	0.400	4.198
10.3	752.0	0.0320	0.3135	38.91	0.430	4.187
11.0	762.0	0.0310	0.3010	41.13	0.454	4.119
11.4	752.0	0.0310	0.3030	41.13	0.456	4.125
12.5	752.0	0.0325	0.3040	45.85	0.508	4.070
13.6	752.0	0.0325	0.2960	51.61	0.574	3.990
14.7	752.0	0.0330	0.2955	57.52	0.639	3.964
15.0	755.8	0.0325	0.2855	58.52	0.651	3.897
15.8	752.0	0.0350	0.2965	59.91	0.666	3.893
16.9	752.0	0.0335	0.2940	64.50	0.717	3.928

Tabelle 7 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

PR 25 M , H = 0.5 m , $D_S = 0.104$ m , Methanol/Wasser , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	$\frac{NTU_{OV}}{H}$
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	$\frac{\text{m}^{-1}}{\text{m}}$
6.8	764.5	0.0342	0.8333	6.55	0.588	6.724
8.8	764.5	0.0306	0.8060	9.51	0.865	6.247
9.5	743.8	0.0296	0.8054	9.09	0.838	6.017
10.2	764.5	0.0319	0.7976	10.51	0.959	6.083
12.2	764.5	0.0309	0.7801	13.03	1.199	5.809
13.6	760.6	0.0287	0.7813	14.50	1.337	5.858
14.2	764.5	0.0283	0.7837	14.50	1.332	5.902
16.4	764.5	0.0303	0.7626	17.03	1.580	5.551
17.0	744.5	0.0286	0.7626	17.51	1.645	5.258
18.6	764.5	0.0264	0.7421	19.92	1.866	5.315

Tabelle 8 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

PR 35 M , H = 1.0 m , $D_S = 0.152$ m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	p	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\frac{kg^{1/2}}{m^{-1/2} s^{-1}}$	$\frac{m^{-1}}{m^{-1}}$
4.2	754.5	0.1185	0.4545	15.34	0.334	3.671
5.6	749.0	0.1230	0.4420	21.65	0.474	3.458
7.0	754.5	0.1250	0.4290	30.41	0.666	3.300
8.4	754.5	0.1220	0.4200	35.44	0.778	3.248
9.8	749.0	0.1340	0.4130	40.52	0.894	2.995
11.2	754.5	0.1345	0.4010	46.94	1.036	2.872
12.6	754.5	0.1315	0.3900	53.47	1.184	2.800
14.0	754.5	0.1345	0.3940	57.81	1.279	2.799
15.4	749.0	0.1345	0.3905	60.69	1.348	2.755
16.8	754.5	0.1325	0.3855	65.56	1.453	2.739
18.2	754.5	0.1315	0.3835	71.30	1.581	2.733
19.6	754.5	0.1295	0.3825	78.05	1.732	2.750

Tabelle 9 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

PR 35 M , H = 1.0 m , $D_S = 0.218$ m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	p	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\frac{kg^{1/2}}{m^{-1/2} s^{-1}}$	$\frac{m^{-1}}{m^{-1}}$
7.0	762.4	0.0565	0.3085	26.71	0.293	3.343
7.8	763.3	0.0585	0.3040	28.23	0.310	3.246
8.1	762.4	0.0600	0.3085	30.92	0.339	3.254
9.2	762.4	0.0585	0.3035	37.45	0.412	3.241
10.3	762.4	0.0615	0.3040	42.02	0.462	3.172
11.3	761.0	0.0585	0.2955	45.85	0.505	3.161
11.4	762.4	0.0620	0.2975	45.85	0.505	3.094
12.5	762.4	0.0600	0.2945	50.68	0.558	3.113
13.6	762.4	0.0635	0.2910	56.58	0.623	2.993
14.7	762.4	0.0635	0.2780	60.14	0.665	2.861
15.8	762.4	0.0650	0.2855	63.10	0.696	2.902
16.0	753.0	0.0620	0.2760	64.16	0.715	2.867
16.9	762.4	0.0655	0.2800	68.74	0.760	2.835

Tabelle 10 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

PR 35 M , H = 1.0 m , $D_S = 0.152$ m , Methanol/Wasser , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	p	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\frac{kg^{1/2}}{m^{-1/2} s^{-1}}$	$\frac{m^{-1}}{m^{-1}}$
6.8	755.0	0.2253	0.9696	7.79	0.309	5.693
8.2	755.0	0.2151	0.9735	10.11	0.400	5.943
9.6	760.0	0.1719	0.9701	11.01	0.435	5.865
11.2	755.0	0.2157	0.9707	13.62	0.540	5.779
12.8	755.0	0.2071	0.9647	17.13	0.680	5.628
14.4	755.0	0.2501	0.9663	20.20	0.802	5.458
14.4	762.5	0.2139	0.9641	20.20	0.799	5.451

Tabelle 11 Ergebnisse der Rektifiziermeßreihen

PR 50 M , $H = 1.0 \text{ m}$, $D_S = 0.218 \text{ m}$, n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}$	m^{-1}
5.8	725.0	0.1550	0.3745	18.41	0.203	2.315
6.8	756.5	0.1460	0.3665	26.04	0.282	2.364
7.8	741.8	0.1515	0.3710	31.07	0.339	2.331
8.8	725.0	0.1540	0.3660	36.64	0.405	2.242
9.8	741.8	0.1540	0.3600	43.39	0.475	2.188
11.0	752.1	0.1515	0.3525	45.30	0.494	2.144
11.8	725.0	0.1570	0.3550	50.32	0.558	2.093
12.8	741.8	0.1570	0.3490	55.92	0.615	2.039
13.0	748.3	0.1515	0.3385	55.92	0.614	2.003
13.8	725.0	0.1565	0.3460	64.03	0.712	2.009
15.8	741.8	0.1570	0.3390	71.80	0.792	1.939
16.8	741.8	0.1570	0.3380	90.38	0.997	1.929

Tabelle 12 Ergebnisse der Rektifiziermeßreihen

PR 50 K , $H = 1.0 \text{ m}$, $D_S = 0.218 \text{ m}$, n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}$	m^{-1}
5.4	751.0	0.1980	0.4455	18.93	0.201	2.557
5.4	747.1	0.2095	0.4635	19.35	0.205	2.627
6.8	746.8	0.2000	0.4545	26.04	0.276	2.633
7.4	751.0	0.1915	0.4465	27.12	0.288	2.641
8.8	744.1	0.1980	0.4365	35.32	0.377	2.460
9.4	751.0	0.1930	0.4340	35.59	0.379	2.490
10.8	746.2	0.2175	0.4515	45.22	0.480	2.408
11.5	751.0	0.1925	0.4300	46.98	0.501	2.453
12.8	748.8	0.2150	0.4470	54.20	0.575	2.386
13.6	751.0	0.1965	0.4245	59.71	0.637	2.349
14.8	748.0	0.2095	0.4345	64.03	0.683	2.312
15.6	751.0	0.1925	0.4225	69.92	0.747	2.373
17.6	751.0	0.1915	0.4190	77.66	0.830	2.347

Tabelle 13 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

PR 25 PVDF , H = 1.0 m , $D_S = 0.104$ m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{P_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
3.0	746.0	0.1140	0.4640	8.69	0.405	3.832
3.0	750.0	0.1185	0.4710	8.86	0.411	3.842
3.9	746.0	0.1110	0.4610	14.05	0.655	3.844
3.9	755.3	0.1300	0.4930	13.94	0.640	3.939
4.8	746.0	0.1055	0.4680	19.32	0.898	4.009
4.8	750.0	0.1110	0.4765	18.91	0.874	4.018
5.6	757.8	0.1260	0.5000	21.65	0.984	4.078
5.6	753.6	0.1260	0.4965	21.14	0.969	4.024
5.7	746.0	0.1035	0.4660	22.18	1.031	4.019
6.6	746.0	0.1020	0.4600	25.29	1.178	3.977
6.6	750.0	0.1115	0.4710	26.01	1.204	3.948
7.2	757.7	0.1310	0.4985	29.49	1.347	3.990
7.5	746.0	0.1030	0.4640	31.47	1.463	4.005
7.5	750.0	0.1080	0.4755	32.20	1.488	4.053
8.0	747.5	0.1075	0.4740	32.94	1.526	4.044
8.4	746.0	0.1015	0.4670	35.42	1.644	4.063
8.4	750.0	0.1060	0.4810	36.36	1.678	4.147
9.3	746.0	0.0990	0.4690	38.34	1.779	4.127
9.3	750.0	0.1010	0.4900	39.41	1.813	4.331
10.2	746.0	0.0885	0.4970	40.56	1.866	4.629
10.0	750.0	0.0800	0.5260	43.03	1.957	5.136

Tabelle 14 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

PR 25 PVDF , H = 1.0 m , $D_S = 0.152$ m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{P_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
3.0	757.3	0.1190	0.5190	10.52	0.224	4.406
4.0	755.3	0.1220	0.5300	13.94	0.296	4.497
5.4	755.3	0.1220	0.5300	21.65	0.459	4.497
6.0	757.3	0.1095	0.5210	24.60	0.523	4.575
6.8	755.3	0.1210	0.5245	30.41	0.646	4.444
8.0	751.5	0.1150	0.5055	33.73	0.723	4.291
8.2	755.3	0.1205	0.5160	35.45	0.755	4.348
8.9	757.3	0.1105	0.5065	37.31	0.796	4.385
9.6	755.4	0.1230	0.5025	39.39	0.842	4.150
11.0	755.3	0.1230	0.4945	45.80	0.982	4.057
11.0	754.3	0.1145	0.4950	45.81	0.982	4.187
12.4	755.3	0.1230	0.4945	49.35	1.057	4.057
13.1	757.3	0.1115	0.4890	53.47	1.146	4.165
13.8	755.4	0.1235	0.4800	58.31	1.255	3.883
15.0	755.0	0.1175	0.4830	62.22	1.338	4.005
15.2	755.3	0.1215	0.4860	62.22	1.337	3.980
16.6	755.3	0.1200	0.4905	67.36	1.445	4.054
18.0	755.4	0.1180	0.4915	69.28	1.485	4.095
19.6	757.3	0.0725	0.5210	93.71	1.988	5.245

Tabelle 15 Ergebnisse der Rektifiziermeßreihen

PR 25 PVDF , H = 1.0 m , $D_S = 0.218$ m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
5.4	750.3	0.0970	0.5025	20.81	0.217	4.544
7.6	749.8	0.0760	0.4600	31.47	0.333	4.451
8.8	750.3	0.0990	0.4865	36.11	0.379	4.325
9.6	749.8	0.0790	0.4545	42.25	0.447	4.330
11.2	749.8	0.0755	0.4410	52.58	0.559	4.254
13.6	749.8	0.0770	0.4310	64.03	0.683	4.116
14.8	756.8	0.0835	0.4340	61.80	0.656	4.033
15.6	750.3	0.1025	0.4635	69.92	0.738	4.007
15.6	749.8	0.0820	0.4340	69.92	0.745	4.049
17.6	749.8	0.0820	0.4255	81.19	0.867	3.959

Tabelle 16 Ergebnisse der Rektifiziermeßreihen

PR 25 PVDF , H = 0.5 m , $D_S = 0.104$ m , Methanol/Wasser , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
6.2	748.2	0.2770	0.8881	5.97	0.528	6.752
8.2	748.2	0.2841	0.8660	8.69	0.776	6.175
10.2	748.2	0.2802	0.8534	11.18	1.004	5.842
12.2	748.2	0.2782	0.8466	13.82	1.245	5.658
14.2	748.2	0.2772	0.8390	15.86	1.435	5.449
16.2	748.2	0.2828	0.8323	17.65	1.601	5.237
18.2	748.2	0.2791	0.8248	19.38	1.764	5.059

Tabelle 17 Ergebnisse der Rektifiziermeßreihen

PR 25 PVDF , H = 0.5 m , $D_S = 0.104$ m , Methanol/Wasser , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
7.0	746.6	0.0413	0.5091	4.93	0.529	2.368
8.0	746.6	0.0415	0.5033	5.66	0.608	2.596
9.0	746.6	0.0430	0.5011	6.66	0.716	2.567
10.0	746.6	0.0405	0.4979	7.33	0.790	2.567
11.0	746.2	0.0442	0.5052	8.05	0.864	2.586
12.0	746.2	0.0401	0.4951	8.99	0.971	2.552
13.0	746.2	0.0338	0.5056	9.95	1.068	2.684
14.0	746.2	0.0405	0.4946	10.96	1.185	2.545
15.0	745.8	0.0377	0.5029	11.78	1.266	2.627
16.0	745.8	0.0389	0.4882	12.74	1.382	2.516
17.0	745.8	0.0373	0.4958	12.85	1.387	2.582
18.0	745.6	0.0367	0.4908	14.04	1.521	2.554
19.0	745.6	0.0309	0.5052	14.95	1.606	2.711

Tabelle 18 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

RR 25 K , H = 1.0 m , $D_S = 0.104$ m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
3.0	743.2	0.1270	0.4480	5.82	0.273	3.465
4.0	743.2	0.1140	0.4590	11.61	0.543	3.776
5.0	743.2	0.1140	0.4590	16.49	0.771	3.776
6.0	743.2	0.1115	0.4680	19.75	0.920	3.914
7.0	743.2	0.0980	0.4755	27.74	1.289	4.216
7.8	743.2	0.0945	0.4990	30.10	1.388	4.546
8.5	743.2	0.0765	0.5285	33.73	1.541	5.237

Tabelle 19 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

RR 25 K , H = 1.0 m , $D_S = 0.152$ m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
3.6	757.3	0.1115	0.4870	13.13	0.282	4.142
4.8	757.3	0.1100	0.4880	19.32	0.415	4.177
6.0	757.3	0.1100	0.4830	23.95	0.515	4.120
7.2	757.3	0.1095	0.4810	30.78	0.662	4.105
8.4	757.3	0.1095	0.4850	35.44	0.761	4.150
9.4	757.3	0.1080	0.4810	38.34	0.824	4.128
10.4	757.3	0.1075	0.4870	43.71	0.938	4.205
11.4	757.3	0.1035	0.4850	48.13	1.033	4.246
12.4	757.3	0.0970	0.4885	53.47	1.146	4.395
14.0	754.1	0.0660	0.4690	60.67	1.311	4.782

Tabelle 20 Ergebnisse der Rektifiziermesreihen

RR 25 K , H = 1.0 m , $D_S = 0.218$ m , n-Heptan/Toluol , $\dot{L}/\dot{V} = 1$

$\dot{Q}_H$	P	y_W	y_D	$\dot{V}_K$	$(u_V \sqrt{\rho_V})_D$	NTU_{OV}/H
kW	mm Hg	kmol/kmol	kmol/kmol	ml/s	$\text{kg}^{1/2} \text{m}^{-1/2} \text{s}^{-1}$	m^{-1}
5.6	748.8	0.1045	0.4620	18.86	0.199	3.958
6.2	744.8	0.1025	0.4525	26.39	0.280	3.886
6.8	744.5	0.1075	0.4545	27.89	0.296	3.828
8.4	744.8	0.0970	0.4410	35.59	0.380	3.853
9.6	748.8	0.1045	0.4580	41.13	0.435	3.914
10.2	744.8	0.0970	0.4385	45.21	0.482	3.826
10.8	746.5	0.1050	0.4490	46.98	0.499	3.808
11.6	748.8	0.1080	0.4470	55.92	0.593	3.738
13.6	748.8	0.1010	0.4470	61.80	0.656	3.851
14.6	744.8	0.0950	0.4350	64.03	0.684	3.823
15.6	748.8	0.1025	0.4535	69.92	0.740	3.897

Tabelle 21 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , $H = 1.0$ m, $D_S = 0.104$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 753.7$ mmHg, $\dot{V}_B = 2093$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	y_W	y_T	$(NTU_{OV})_T/NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
21.14	0.0	0.1255	0.4680	1.0	-
19.75	7.8	0.1210	0.4535	0.974	0.46
18.16	16.4	0.1190	0.4535	0.982	0.69
17.81	26.0	0.1155	0.4470	0.977	0.72
17.45	32.6	0.1155	0.4450	0.971	0.70
16.50	39.1	0.1160	0.4450	0.969	0.71
16.20	49.8	0.1180	0.4420	0.953	0.66
15.92	60.9	0.1165	0.4385	0.948	0.67

p = 751.0 mmHg

21.65	0.0	0.1220	0.4670	1.0	-
20.20	4.9	0.1250	0.4620	0.974	0.37
19.33	11.6	0.1185	0.4500	0.964	0.47
18.53	20.2	0.1165	0.4480	0.966	0.57
17.80	27.9	0.1155	0.4420	0.953	0.56
17.45	36.1	0.1155	0.4430	0.955	0.61
16.81	44.6	0.1145	0.4390	0.945	0.62

Tabelle 22 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , $H = 1.0$ m, $D_S = 0.104$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 760.8$ mmHg, $\dot{V}_B = 3227$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	y_W	y_T	$(NTU_{OV})_T/NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
31.47	0.0	0.1325	0.4585	1.0	-
30.15	8.1	0.1260	0.4460	0.987	0.64
28.88	16.4	0.1235	0.4380	0.973	0.59
27.74	24.8	0.1230	0.4355	0.967	0.63
26.68	32.6	0.1220	0.4340	0.967	0.68
26.18	40.5	0.1225	0.4320	0.958	0.66
24.79	50.5	0.1210	0.4320	0.965	0.73
23.54	61.1	0.1220	0.4300	0.954	0.71

p = 755.5 mmHg

32.18	0.0	0.1315	0.4565	1.0	-
31.47	5.4	0.1265	0.4455	0.986	0.50
30.15	12.2	0.1220	0.4390	0.984	0.68
28.88	19.8	0.1220	0.4365	0.977	0.67
27.74	28.6	0.1220	0.4355	0.973	0.70
26.68	36.2	0.1220	0.4340	0.969	0.71
25.24	45.3	0.1220	0.4340	0.969	0.74
24.79	54.8	0.1210	0.4320	0.967	0.76

Tabelle 23 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 1.0 m, $D_S = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 742.8$ mmHg, $\dot{V}_B = 1649$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	y_W	y_T	$(NTU_{OV})_T / NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
35.44	0.0	0.1225	0.5025	1.0	-
33.73	8.2	0.1075	0.4850	0.971	0.41
32.19	15.9	0.1060	0.4840	0.974	0.56
30.77	24.7	0.1040	0.4810	0.973	0.64
29.49	32.4	0.1050	0.4790	0.964	0.63
28.30	40.3	0.1030	0.4780	0.969	0.69
26.68	50.8	0.1020	0.4780	0.973	0.75
25.24	60.7	0.1035	0.4780	0.967	0.74

Tabelle 24 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 1.0 m, $D_S = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 756.4$ mmHg, $\dot{V}_B = 3092$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	y_W	y_T	$(NTU_{OV})_T / NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
60.67	0.0	0.1135	0.4705	1.0	-
60.67	7.1	0.1090	0.4600	0.988	0.58
59.20	16.7	0.1100	0.4600	0.984	0.69
59.20	24.5	0.1100	0.4590	0.981	0.73
56.48	31.4	0.1100	0.4570	0.976	0.71
53.97	39.6	0.1100	0.4565	0.974	0.73
51.66	50.2	0.1100	0.4555	0.971	0.75
50.60	57.7	0.1100	0.4555	0.971	0.77

Tabelle 25 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, $D_S = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 754.2$ mmHg, $\dot{V}_B = 1616$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	y_W	y_T	$(NTU_{OV})_T / NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
32.94	0.0	0.1230	0.4170	1.0	-
31.47	9.3	0.1205	0.4120	0.995	0.84
30.11	15.9	0.1200	0.4085	0.986	0.75
28.88	24.2	0.1185	0.4050	0.981	0.75
28.88	31.9	0.1185	0.4040	0.978	0.77
27.74	40.6	0.1200	0.4025	0.966	0.72
26.68	49.6	0.1200	0.3990	0.955	0.69
25.71	58.8	0.1190	0.3985	0.958	0.73

Tabelle 26 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, $D_S = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 750.0$ mmHg, $\dot{V}_B = 2982$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	y_W	y_T	$(NTU_{OV})_T / NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
60.69	0.0	0.1345	0.3915	1.0	-
59.20	8.3	0.1320	0.3845	0.986	0.67
56.46	16.6	0.1300	0.3785	0.974	0.65
53.97	23.9	0.1300	0.3800	0.980	0.76
51.67	31.8	0.1295	0.3775	0.973	0.75
50.60	39.8	0.1290	0.3785	0.979	0.82
48.59	50.8	0.1295	0.3765	0.969	0.79
47.61	60.2	0.1295	0.3765	0.969	0.81
p = 750.3 mmHg					
60.69	0.0	0.1325	0.3905	1.0	-
57.80	12.4	0.1295	0.3840	0.991	0.79
55.19	20.1	0.1290	0.3810	0.983	0.76
52.79	28.0	0.1280	0.3810	0.988	0.85
50.60	35.9	0.1280	0.3775	0.975	0.77
48.59	45.0	0.1290	0.3775	0.970	0.77
46.68	54.8	0.1290	0.3770	0.968	0.79

Tabelle 27 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, $D_S = 0.152$ m, Methanol/Wasser, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 758.2$ mmHg, $\dot{V}_B = 2712$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	y_W	y_T	$(NTU_{OV})_T / NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
21.14	0.0	0.1996	0.9635	1.0	-
20.66	5.5	0.1592	0.9549	0.955	0.13
19.76	12.6	0.1512	0.9569	0.973	0.35
19.33	20.2	0.1545	0.9580	0.979	0.53
19.33	27.5	0.1472	0.9563	0.971	0.51
19.33	34.3	0.1294	0.9524	0.953	0.44
19.33	41.2	0.1330	0.9524	0.951	0.48
p = 762.5 mmHg					
20.20	0.0	0.2139	0.9641	1.0	-
18.92	17.2	0.1780	0.9596	0.981	0.52
18.16	30.2	0.1653	0.9580	0.976	0.58
17.45	43.5	0.1620	0.9571	0.971	0.61

Tabelle 28 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.104$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 748.2$ mmHg, $\dot{V}_B = 2195$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	Y_W	Y_T	$(NTU_{OV})_T / NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
21.14	0.0	0.1035	0.4755	1.0	-
20.66	7.9	0.1030	0.4600	0.960	0.35
19.32	16.5	0.1000	0.4525	0.952	0.44
18.53	26.9	0.0965	0.4490	0.957	0.55
18.16	34.3	0.0955	0.4500	0.964	0.63
17.45	43.6	0.0960	0.4470	0.954	0.62
16.50	54.1	0.0945	0.4480	0.963	0.70
15.64	62.7	0.0925	0.4430	0.958	0.70

Tabelle 29 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.104$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 747.5$ mmHg, $\dot{V}_B = 3406$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	Y_W	Y_T	$(NTU_{OV})_T / NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
32.94	0.0	0.1075	0.4740	1.0	-
31.47	9.0	0.1020	0.4520	0.962	0.37
30.15	17.9	0.1010	0.4490	0.958	0.47
28.88	27.5	0.1005	0.4475	0.956	0.54
27.74	36.0	0.1000	0.4455	0.952	0.58
26.68	45.3	0.0990	0.4450	0.955	0.63
25.70	54.7	0.0970	0.4420	0.955	0.67
24.79	63.8	0.0980	0.4410	0.949	0.66

$p = 751.2$ mmHg

32.94	0.0	0.1070	0.4710	1.0	-
32.20	5.6	0.1050	0.4600	0.978	0.42
30.15	15.0	0.1020	0.4475	0.956	0.44
29.49	23.2	0.0970	0.4450	0.970	0.61
28.31	32.3	0.0985	0.4455	0.965	0.63
27.20	42.2	0.0960	0.4420	0.966	0.69
26.19	50.2	0.0950	0.4400	0.965	0.71
25.70	60.9	0.0960	0.4410	0.963	0.73

Tabelle 30 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 754.4$ mmHg, $\dot{V}_B = 1628$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	Y_W	Y_T	$(NTU_{OV})_T/NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
33.73	0.0	0.1105	0.5065	1.0	-
32.94	7.9	0.1075	0.4880	0.961	0.35
31.45	16.3	0.1075	0.4860	0.956	0.45
30.15	24.7	0.1075	0.4870	0.959	0.54
29.49	31.3	0.1075	0.4795	0.939	0.49
28.30	40.4	0.1060	0.4780	0.941	0.54
27.20	49.4	0.1075	0.4810	0.943	0.59
26.18	59.6	0.1075	0.4765	0.932	0.57

Tabelle 31 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 750.6$ mmHg, $\dot{V}_B = 2950$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	Y_W	Y_T	$(NTU_{OV})_T/NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
63.89	0.0	0.1090	0.4860	1.0	-
59.20	6.2	0.1050	0.4715	0.976	0.36
57.80	13.4	0.1045	0.4735	0.983	0.62
55.18	20.0	0.1045	0.4700	0.974	0.60
53.97	28.1	0.1030	0.4715	0.984	0.77
52.79	34.3	0.1020	0.4690	0.981	0.77
51.66	44.8	0.1020	0.4690	0.981	0.80
50.60	54.3	0.1015	0.4670	0.977	0.80

Tabelle 32 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

RR 25 K, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.104$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 747.5$ mmHg, $\dot{V}_B = 3291$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	Y_W	Y_T	$(NTU_{OV})_T/NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
33.73	0.0	0.0765	0.5120	1.0	-
32.20	7.1	0.0705	0.4935	0.982	0.44
30.10	15.6	0.0725	0.4890	0.963	0.44
28.30	22.6	0.0715	0.4840	0.956	0.47
27.75	31.7	0.0705	0.4840	0.960	0.56
26.19	39.5	0.0700	0.4790	0.951	0.55
25.27	46.7	0.0695	0.4775	0.950	0.57
25.27	55.6	0.0675	0.4775	0.959	0.65
23.95	63.1	0.0700	0.4800	0.953	0.64

Tabelle 33 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

RR 25 K , H = 1.0 m, $D_S = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 757.7$ mmHg, $\dot{V}_B = 1628$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	y_W	y_T	$(NTU_{OV})_T / NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
33.73	0.0	0.1085	0.4785	1.0	-
32.94	6.8	0.1035	0.4690	0.993	0.74
31.47	13.5	0.1035	0.4650	0.982	0.64
30.77	20.3	0.1015	0.4600	0.977	0.65
30.12	27.7	0.1015	0.4610	0.980	0.73
28.88	34.9	0.1020	0.4640	0.986	0.82
28.30	42.2	0.1020	0.4650	0.989	0.87
27.20	51.0	0.1020	0.4585	0.971	0.75
26.19	61.2	0.1015	0.4575	0.970	0.77

Tabelle 34 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

RR 25 K , H = 1.0 m, $D_S = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, $\dot{L}/\dot{V} = 1$,
 $p = 754.0$ mmHg, $\dot{V}_B = 2334$ m³/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	y_W	y_T	$(NTU_{OV})_T / NTU_{OV}$	m
ml/s	°C	kmol/kmol	kmol/kmol	-	-
49.35	0.0	0.0965	0.4800	1.0	-
48.12	7.6	0.0965	0.4760	0.989	0.65
44.73	14.3	0.0960	0.4735	0.985	0.68
43.71	20.9	0.0930	0.4725	0.994	0.88
41.80	28.4	0.0930	0.4705	0.989	0.83
42.75	34.6	0.0920	0.4680	0.987	0.82
40.06	45.3	0.0950	0.4705	0.981	0.80
38.45	55.6	0.0905	0.4670	0.990	0.90

Tabelle 35 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 1,0 m, D_S = 0,104 m, n-Heptan/Toluol, p = 747,0 mmHg, $\dot{I}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T$ 4077 kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(u_V \sqrt{\rho_V})_B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)_R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_R}{\text{m}}$	$\frac{\mathfrak{D}_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^\circ\text{K}}$	m
13.94	0.0	0.1335	0.4830	-	3.765	-	-	-	-	-	-	-	-
13.79	7.6	0.1300	0.4800	0.4730	3.778	3.699	0.681	3.780	0.021	0.021	3.95	1538	-
13.94	15.4	0.1235	0.4670	0.4543	3.724	3.584	0.734	3.775	0.051	0.040	6.11	1008	0.94
13.73	23.8	0.1210	0.4595	0.4416	3.678	3.482	0.764	3.775	0.061	0.061	8.16	734	0.87
13.52	33.4	0.1210	0.4630	0.4397	3.716	3.462	0.795	3.770	0.082	0.084	10.27	571	0.80
13.94	39.7	0.1210	0.4565	0.4299	3.645	3.356	0.850	3.750	0.105	0.100	11.65	522	0.78
13.94	50.6	0.1200	0.4520	0.4198	3.610	3.265	0.899	3.725	0.124	0.126	13.94	446	0.73
13.94	61.6	0.1205	0.4490	0.4121	3.570	3.176	0.945	3.700	0.141	0.153	16.16	388	0.68
p = 750.3 mmHg													
13.73	0.0	0.1300	0.4810	-	3.790	-	-	-	-	-	-	-	-
13.94	4.8	0.1280	0.4755	0.4710	3.755	3.704	0.675	3.780	0.020	0.014	3.20	1827	0.98
14.16	12.3	0.1225	0.4770	0.4663	3.851	3.731	0.725	3.775	0.012	0.032	5.27	1210	0.96
14.16	20.2	0.1200	0.4620	0.4468	3.720	3.553	0.766	3.775	0.059	0.052	7.33	812	0.86
14.16	28.5	0.1200	0.4545	0.4341	3.637	3.416	0.808	3.760	0.092	0.072	9.29	655	0.84
13.94	36.7	0.1180	0.4575	0.4328	3.700	3.432	0.832	3.755	0.086	0.092	11.05	540	0.77
13.94	46.3	0.1180	0.4520	0.4218	3.639	3.315	0.877	3.740	0.114	0.116	13.10	472	0.75

Tabelle 36 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M, H = 1.0 m, D_S = 0.104 m, n-Heptan/Toluol, p = 755.3 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 6123 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	$\frac{\Delta t}{^\circ\text{C}}$	$\frac{Y_W}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_T}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_B}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \sqrt{\rho_V})}{\frac{1}{2} \frac{\text{m}}{\text{kg}} \frac{1}{2} \frac{\text{s}^{-1}}{\text{s}}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^H}{\frac{1}{\text{m}}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}}$	$\frac{m}{-}$
21.14	0.0	0.1313	0.4735	-	3.695	-	-	-	-	-	-	-	-
20.65	10.1	0.1245	0.4575	0.4478	3.616	3.509	1.051	3.625	0.032	0.030	4.92	1843	0.99
20.65	20.4	0.1210	0.4450	0.4285	3.530	3.353	1.130	3.590	0.066	0.059	7.57	1112	0.85
20.65	30.4	0.1210	0.4420	0.4198	3.498	3.260	1.199	3.575	0.088	0.087	9.83	834	0.77
21.14	39.4	0.1225	0.4385	0.4117	3.438	3.153	1.291	3.555	0.113	0.112	11.81	707	0.72
21.14	50.4	0.1225	0.4355	0.4030	3.406	3.062	1.363	3.555	0.139	0.143	14.03	606	0.68
21.14	59.7	0.1225	0.4330	0.3967	3.379	2.997	1.424	3.555	0.157	0.169	16.00	531	0.63
p = 755.2 mmHg													
20.20	0.0	0.1270	0.4710	-	3.731	-	-	-	-	-	-	-	-
20.65	4.6	0.1270	0.4660	0.4604	3.675	3.612	1.008	3.660	0.013	0.014	3.35	3074	-
20.65	14.5	0.1215	0.4490	0.4361	3.566	3.427	1.088	3.610	0.051	0.042	6.13	1434	0.93
21.14	24.7	0.1215	0.4430	0.4237	3.501	3.294	1.189	3.575	0.079	0.071	8.58	1006	0.83
20.65	35.1	0.1210	0.4375	0.4138	3.449	3.197	1.231	3.560	0.102	0.100	10.89	718	0.71
20.65	44.9	0.1225	0.4350	0.4055	3.400	3.088	1.297	3.555	0.131	0.127	12.95	629	0.69
20.65	55.1	0.1225	0.4310	0.3969	3.357	2.999	1.363	3.555	0.156	0.156	15.04	545	0.65

Tabelle 37 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstram-Direktkondensation

PR 25 M, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.104$ m, n-Heptan/Toluol, $p = 749.7$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 8487$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(NTU)_{OV}}{T}$	$\frac{(NTU)_{OV}}{R}$	$\frac{(u_V \sqrt{\rho_V})}{\text{kg}} \frac{B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(NTU)_{OV}/H}{R}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
28.88	0.0	0.1325	0.4650	—	3.575	—	—	—	—	—	—	—	—
28.88	7.8	0.1290	0.4510	0.4439	3.470	3.393	1.446	3.555	0.046	0.023	4.26	2690	0.95
28.88	16.0	0.1260	0.4455	0.4330	3.452	3.317	1.529	3.555	0.067	0.045	6.36	1745	0.86
28.30	24.5	0.1260	0.4455	0.4270	3.452	3.254	1.585	3.565	0.087	0.068	8.43	1356	0.84
28.88	31.6	0.1235	0.4420	0.4198	3.450	3.214	1.686	3.590	0.105	0.087	10.03	1139	0.77
28.88	40.1	0.1225	0.4455	0.4180	3.503	3.209	1.766	3.620	0.114	0.110	11.82	1009	0.74
28.88	50.0	0.1215	0.4525	0.4203	3.593	3.247	1.852	3.670	0.115	0.136	13.81	864	0.68
29.49	59.2	0.1185	0.4490	0.4131	3.599	3.216	1.974	3.780	0.149	0.161	15.69	774	0.62

Tabelle 38 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstram-Direktkondensation

PR 25 M, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, $p = 749.2$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 4021$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(NTU)_{OV}}{T}$	$\frac{(NTU)_{OV}}{R}$	$\frac{(u_V \sqrt{\rho_V})}{\text{kg}} \frac{B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(NTU)_{OV}/H}{R}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
29.49	0.0	0.1105	0.5040	—	4.342	—	—	—	—	—	—	—	—
29.49	6.7	0.1030	0.4905	0.4845	4.304	4.235	0.673	4.290	0.013	0.013	3.55	2216	—
29.49	14.6	0.1040	0.4840	0.4726	4.214	4.084	0.713	4.240	0.037	0.028	5.67	1305	—
29.49	21.1	0.1050	0.4830	0.4677	4.186	4.015	0.744	4.205	0.046	0.040	7.24	1001	—
29.49	28.4	0.1050	0.4790	0.4591	4.141	3.918	0.780	4.180	0.063	0.054	8.94	826	—
29.49	34.4	0.1055	0.4775	0.4538	4.116	3.851	0.808	4.140	0.070	0.065	10.26	741	0.99
29.49	43.4	0.1055	0.4755	0.4480	4.093	3.788	0.847	4.100	0.076	0.082	12.17	606	0.91
29.49	51.8	0.1070	0.4735	0.4412	4.046	3.691	0.885	4.075	0.094	0.097	13.88	554	0.90
29.49	60.6	0.1060	0.4670	0.4303	3.990	3.590	0.923	4.030	0.109	0.114	15.69	502	0.87

Tabelle 39 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 1.0 m, D_S = 0.152 m, n-Heptan/Toluol, p = 754.8 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 6425 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \rho_V^2) B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^H}{\text{m}^{-1}} \text{ R}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
46.94	0.0	0.1135	0.4755	-	3.980	-	-	-	-	-	-	-	-
46.94	7.5	0.1110	0.4575	0.4508	3.818	3.744	1.090	3.950	0.052	0.025	4.02	1829	0.77
46.94	14.3	0.1100	0.4535	0.4422	3.789	3.666	1.144	3.950	0.072	0.045	5.81	1253	0.72
46.94	20.9	0.1090	0.4535	0.4382	3.789	3.638	1.193	3.950	0.079	0.064	7.42	974	0.70
46.94	28.0	0.1090	0.4480	0.4282	3.745	3.532	1.249	3.950	0.106	0.085	9.09	816	0.65
46.94	35.7	0.1100	0.4500	0.4260	3.751	3.492	1.302	3.950	0.116	0.107	10.73	696	0.62
46.94	42.7	0.1090	0.4460	0.4174	3.723	3.417	1.356	3.950	0.135	0.127	12.27	641	0.61
46.94	51.7	0.1090	0.4480	0.4152	3.745	3.394	1.416	3.950	0.141	0.153	14.10	561	0.57
45.81	60.3	0.1090	0.4470	0.4103	3.734	3.342	1.437	3.950	0.154	0.178	15.82	496	0.54

Tabelle 40 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 1.0 m, D_S = 0.152 m, n-Heptan/Toluol, p = 757.4 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 8149 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \rho_V^2) B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^H}{\text{m}^{-1}} \text{ R}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
59.20	0.0	0.1125	0.4665	-	3.895	-	-	-	-	-	-	-	-
59.20	7.2	0.1080	0.4570	0.4513	3.859	3.797	1.364	3.945	0.038	0.021	3.84	2479	0.79
59.20	14.4	0.1075	0.4570	0.4435	3.845	3.720	1.438	3.950	0.058	0.039	5.78	1835	0.82
59.20	20.7	0.1045	0.4550	0.4395	3.893	3.725	1.497	3.950	0.057	0.056	7.29	1443	0.77
59.20	28.0	0.1035	0.4510	0.4309	3.866	3.648	1.568	3.970	0.081	0.075	8.99	1191	0.73
59.20	34.5	0.1010	0.4500	0.4260	3.896	3.637	1.629	4.000	0.091	0.092	10.45	1043	0.70
60.69	44.2	0.1000	0.4500	0.4210	3.913	3.601	1.758	4.120	0.126	0.117	12.50	890	0.65
59.20	54.1	0.0970	0.4535	0.4202	4.002	3.643	1.796	4.170	0.126	0.143	14.47	757	0.59

Tabelle 41 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 1.0 m, D_S = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 762.0 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T = 2775 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_T}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_B}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(\omega_V \sqrt{\rho_V})}{\text{kg}} \frac{B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)}{R} \frac{1}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
41.13	0.0	0.0310	0.3010	-	4.119	-	-	-	-	-	-	-	-
39.99	17.5	0.0265	0.2810	0.2699	4.131	4.018	0.505	4.050	0.008	0.036	7.21	626	0.75
39.99	24.3	0.0260	0.2760	0.2614	4.106	3.957	0.526	4.030	0.018	0.051	8.80	508	0.70
39.99	31.7	0.0275	0.2725	0.2543	3.994	3.806	0.550	4.025	0.054	0.067	10.49	431	0.69
38.91	39.6	0.0280	0.2695	0.2486	3.939	3.723	0.557	4.020	0.074	0.084	12.18	348	0.63
37.92	45.7	0.0300	0.2645	0.2411	3.793	3.550	0.560	4.020	0.117	0.098	13.42	315	0.63
41.13	51.3	0.0305	0.2615	0.2364	3.740	3.478	0.624	3.980	0.126	0.101	14.57	313	0.61
39.99	59.5	0.0300	0.2590	0.2311	3.737	3.445	0.629	3.980	0.134	0.128	16.16	277	0.58

Tabelle 42 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 1.0 m, D_S = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 760.3 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T = 3835 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_T}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_B}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(\omega_V \sqrt{\rho_V})}{\text{kg}} \frac{B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)}{R} \frac{1}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
62.90	0.0	0.0400	0.3115	-	3.870	-	-	-	-	-	-	-	-
57.19	9.4	0.0370	0.2955	0.2880	3.819	3.742	0.684	3.955	0.054	0.027	5.06	1062	0.74
55.92	15.7	0.0370	0.2920	0.2808	3.783	3.670	0.698	3.950	0.071	0.044	6.66	767	0.68
55.92	27.3	0.0370	0.2895	0.2726	3.758	3.586	0.748	3.930	0.088	0.074	9.48	525	0.60
55.92	39.0	0.0370	0.2860	0.2644	3.722	3.502	0.795	3.910	0.104	0.104	12.02	404	0.54
53.54	48.8	0.0375	0.2845	0.2591	3.688	3.428	0.798	3.910	0.123	0.130	14.05	334	0.51
52.42	58.1	0.0375	0.2800	0.2510	3.643	3.345	0.817	3.900	0.142	0.154	15.91	298	0.49

Tabelle 43 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 0.5 m, D_G = 0.104 m, Methanol/Wasser, p = 743.8 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 3157 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\frac{\dot{V}_K}{\text{ml/s}}$	$\frac{\Delta t}{^\circ\text{C}}$	$\frac{Y_W}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_T}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_B}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^R}{-}$	$\frac{(\dot{V}_V/\rho_V^R) B}{\text{kg}^{-1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^H}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_R}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}}$	$\frac{m}{-}$
9.09	0.0	0.0296	0.8054	-	3.009	-	-	-	-	-	-	-	-
8.82	3.9	0.0294	0.7989	0.7955	2.942	2.907	0.825	6.260	0.036	0.011	6.48	826	0.54
9.24	9.1	0.0267	0.7943	0.7873	2.912	2.845	0.876	6.190	0.040	0.022	8.62	658	0.52
9.44	14.2	0.0240	0.7788	0.7678	2.787	2.697	0.912	6.150	0.061	0.032	10.87	539	0.49
9.65	24.1	0.0228	0.7782	0.7602	2.790	2.647	0.951	6.090	0.065	0.053	14.39	418	0.46
9.44	34.3	0.0235	0.7752	0.7501	2.760	2.570	0.951	6.090	0.078	0.074	17.79	331	0.43
9.09	49.8	0.0196	0.7740	0.7387	2.779	2.521	0.955	6.080	0.085	0.106	22.68	251	0.38
p = 748.8 mmHg													
9.31	0.0	0.0293	0.8021	-	2.975	-	-	-	-	-	-	-	-
9.44	2.9	0.0267	0.7918	0.7892	2.887	2.862	0.880	6.190	0.038	0.009	6.16	876	0.50
9.62	6.7	0.0277	0.7950	0.7897	2.192	2.862	0.904	6.150	0.035	0.017	7.76	749	0.52
9.54	17.9	0.0267	0.7927	0.7797	2.896	2.778	0.920	6.130	0.047	0.040	11.78	502	0.49
9.39	26.3	0.0280	0.7671	0.7469	2.667	2.519	0.932	6.110	0.088	0.057	15.45	384	0.45
9.49	36.1	0.0251	0.7775	0.7514	2.769	2.569	0.955	6.080	0.078	0.078	18.21	325	0.42
9.65	49.3	0.0216	0.7756	0.7408	2.777	2.520	0.995	6.020	0.081	0.105	22.35	269	0.38

Tabelle 44 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 0.5 m, D_S = 0.104 m, Methanol/Wasser, p = 752.3 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 3908 \text{ kg/m}^2 \text{ h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V/\rho \dot{V}) B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{ K}}$	m
11.74	0.0	0.0246	0.7911	-	2.894	-	-	-	-	-	-	-	-
11.92	4.2	0.0251	0.7885	0.7852	2.866	2.836	1.113	5.890	0.019	0.009	6.74	1206	0.59
11.45	10.2	0.0245	0.7892	0.7816	2.877	2.808	1.083	5.930	0.026	0.021	9.15	847	0.56
11.35	15.7	0.0267	0.7827	0.7710	2.804	2.706	1.090	5.910	0.042	0.031	11.32	683	0.54
11.45	20.1	0.0251	0.7775	0.7626	2.769	2.650	1.112	5.890	0.050	0.040	13.00	594	0.51
11.64	30.0	0.0251	0.7721	0.7500	2.724	2.559	1.157	5.850	0.063	0.059	16.50	476	0.48
11.58	36.7	0.0238	0.7681	0.7412	2.701	2.507	1.167	5.820	0.069	0.073	18.82	414	0.45
11.99	48.2	0.0206	0.7531	0.7172	2.612	2.380	1.242	5.750	0.086	0.095	23.04	353	0.41

Tabelle 45 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M , H = 0.5 m, D_S = 0.104 m, Methanol/Wasser, p = 760.6 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 4787 \text{ kg/m}^2 \text{ h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V/\rho \dot{V}) B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{ K}}$	m
14.50	0.0	0.0287	0.7813	-	2.929	-	-	-	-	-	-	-	-
14.27	10.2	0.0283	0.7739	0.7662	2.874	2.816	1.355	5.640	0.008	0.016	9.70	1323	0.61
13.40	25.3	0.0278	0.7621	0.7438	2.709	2.659	1.320	5.670	0.031	0.040	15.25	769	0.57
13.82	49.1	0.0248	0.7413	0.7061	2.664	2.438	1.437	5.570	0.062	0.076	23.35	520	0.52

p = 748.4 mmHg

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V/\rho \dot{V}) B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{ K}}$	m
14.36	0.0	0.0245	0.7762	-	2.762	-	-	-	-	-	-	-	-
13.95	4.0	0.0241	0.7731	0.7699	2.739	2.713	1.315	5.680	0.022	0.007	7.10	1652	0.70
14.35	7.8	0.0245	0.7701	0.7640	2.712	2.664	1.394	5.600	0.024	0.013	8.71	1424	0.69
14.13	11.8	0.0225	0.7606	0.7513	2.652	2.585	1.363	5.640	0.042	0.019	10.50	1151	0.67
14.84	18.1	0.0241	0.7691	0.7554	2.707	2.603	1.445	5.570	0.033	0.029	12.60	1009	0.66
14.80	23.1	0.0237	0.7656	0.7482	2.682	2.556	1.457	5.560	0.040	0.036	14.46	870	0.64
14.80	28.2	0.0233	0.7601	0.7386	2.643	2.494	1.476	5.540	0.050	0.044	16.39	775	0.62
14.95	37.3	0.0208	0.7541	0.7260	2.617	2.432	1.520	5.510	0.059	0.058	19.65	653	0.58
14.55	47.5	0.0222	0.7449	0.7090	2.543	2.321	1.514	5.520	0.080	0.074	23.16	540	0.55

Tabelle 46 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 M H = 0,5 m, $D_G = 0,104$ m, Methanol/Wasser, $p = 748,6$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 5661$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ kmol	Y_T kmol	Y_B kmol	$\frac{(NTU)_{OV}}{T}$ -	$\frac{(NTU)_{OV}}{R}$ -	$\frac{(u_V/\bar{C}_V)^B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(NTU)_{OV}/H}{R}$ m ⁻¹	$\frac{H_C}{m}$	$\frac{(H_C) \cdot r}{m}$	$\frac{\vartheta_C}{°C}$	$\frac{k_C}{W/m^2K}$	m
16.40	0.0	0.0212	0.7611	-	2.665	-	-	-	-	-	-	-	-
16.40	3.8	0.0222	0.7631	0.7601	2.673	2.650	1.551	5.480	0.016	0.010	7.22	1232	0.44
16.04	10.6	0.0219	0.7586	0.7503	2.642	2.582	1.543	5.500	0.031	0.025	10.16	888	0.43
15.75	18.6	0.0228	0.7521	0.7375	2.589	2.490	1.546	5.500	0.047	0.044	13.38	738	0.41
16.52	29.0	0.0222	0.7391	0.7162	2.505	2.362	1.665	5.410	0.063	0.068	17.44	543	0.38
15.89	36.9	0.0222	0.7351	0.7062	2.479	2.305	1.638	5.420	0.075	0.086	20.18	455	0.36
15.92	46.6	0.0206	0.7201	0.6833	2.397	2.191	1.670	5.410	0.095	0.108	23.77	387	0.34
$p = 744,5$ mmHg													
17.51	0.0	0.0286	0.7626	-	2.629	-	-	-	-	-	-	-	-
17.37	4.1	0.0291	0.7586	0.7553	2.596	2.572	1.652	5.410	0.025	0.010	7.45	1268	0.44
17.58	9.6	0.0299	0.7561	0.7485	2.573	2.520	1.695	5.400	0.033	0.023	9.83	1003	0.44
17.27	13.8	0.0290	0.7501	0.7391	2.536	2.462	1.684	5.400	0.044	0.033	11.64	842	0.43
17.37	19.8	0.0275	0.7464	0.7306	2.519	2.416	1.719	5.380	0.051	0.047	14.01	711	0.42
17.44	29.9	0.0309	0.7261	0.7019	2.369	2.227	1.776	5.350	0.084	0.070	18.17	553	0.39
17.10	39.3	0.0270	0.7189	0.6873	2.348	2.170	1.778	5.350	0.094	0.092	21.60	459	0.37
17.44	46.1	0.0280	0.7066	0.6693	2.270	2.070	1.845	5.300	0.109	0.107	24.18	421	0.35

Tabelle 47 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, D_S = 0.152 m, n-Heptan/Toluol, p = 753.3 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 4054 \text{ kg/m}^2 \text{ h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(NTU)_{OV}^1 T}{-}$	$\frac{(NTU)_{OV}^1 R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \sqrt{\rho_V})^1 B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(NTU)_{OV}^1 R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)^1 R}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{ K}}$	m
28.88	0.0	0.1190	0.4210	-	3.292	-	-	-	-	-	-	-	-
28.88	8.0	0.1170	0.4120	0.4048	3.227	3.152	0.682	3.225	0.023	0.019	4.39	2073	-
29.49	15.6	0.1185	0.4075	0.3948	3.158	3.026	0.735	3.170	0.046	0.036	6.44	1433	-
28.88	24.0	0.1180	0.4000	0.3820	3.087	2.902	0.760	3.140	0.076	0.055	8.46	1057	-
29.49	32.3	0.1190	0.4000	0.3780	3.073	2.847	0.813	3.080	0.076	0.073	10.31	851	-
28.88	39.8	0.1185	0.3980	0.3722	3.059	2.795	0.829	3.060	0.087	0.090	11.94	722	0.96
29.49	50.1	0.1205	0.3950	0.3635	2.999	2.894	0.894	3.000	0.108	0.113	14.14	651	0.94
28.88	60.4	0.1205	0.3900	0.3550	2.947	2.591	0.916	2.980	0.130	0.136	16.20	546	0.87

Tabelle 48 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, D_S = 0.152 m, n-Heptan/Toluol, p = 753.8 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 6519 \text{ kg/m}^2 \text{ h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(NTU)_{OV}^1 T}{-}$	$\frac{(NTU)_{OV}^1 R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \sqrt{\rho_V})^1 B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(NTU)_{OV}^1 R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)^1 R}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{ K}}$	m
46.94	0.0	0.1230	0.3855	-	2.865	-	-	-	-	-	-	-	-
45.81	7.3	0.1215	0.3765	0.3699	2.795	2.727	1.084	2.840	0.040	0.024	4.18	2614	-
45.81	14.3	0.1210	0.3710	0.3599	2.746	2.634	1.139	2.805	0.061	0.043	6.13	1742	0.96
46.94	21.0	0.1210	0.3690	0.3541	2.726	2.575	1.217	2.775	0.072	0.061	7.77	1388	0.90
46.94	27.7	0.1220	0.3690	0.3501	2.711	2.520	1.267	2.765	0.089	0.079	9.35	1179	0.88
46.94	35.2	0.1210	0.3680	0.3452	2.716	2.485	1.321	2.750	0.096	0.100	11.00	1011	0.84
46.94	43.4	0.1215	0.3675	0.3408	2.703	2.433	1.378	2.750	0.115	0.122	12.78	880	0.80
46.94	51.4	0.1215	0.3640	0.3336	2.668	2.362	1.433	2.750	0.141	0.144	14.40	795	0.77
45.81	60.6	0.1215	0.3615	0.3274	2.642	2.299	1.458	2.750	0.164	0.169	16.26	697	0.73

Tabelle 49 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, $D_g = 0.152$ m, n-Heptan/Toluol, p = 754.3 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 8513$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_T}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_B}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \bar{p}_V) B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/H}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\Delta C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{ K}}$	m
59.20	0.0	0.1235	0.3770	-	2.780	-	-	-	-	-	-	-	-
60.69	7.2	0.1220	0.3680	0.3612	2.710	2.641	1.443	2.750	0.040	0.025	4.10	3493	-
60.69	13.8	0.1215	0.3650	0.3545	2.686	2.580	1.508	2.750	0.062	0.045	5.90	2175	0.88
60.69	21.5	0.1215	0.3630	0.3477	2.666	2.511	1.585	2.750	0.087	0.068	7.83	1664	0.85
60.69	28.0	0.1215	0.3620	0.3428	2.656	2.462	1.649	2.750	0.105	0.088	9.37	1419	0.82
60.69	34.9	0.1210	0.3620	0.3388	2.663	2.429	1.714	2.750	0.117	0.109	10.89	1250	0.79
60.69	45.6	0.1210	0.3630	0.3347	2.673	2.388	1.811	2.750	0.132	0.141	13.21	1036	0.73
60.69	54.2	0.1205	0.3620	0.3298	2.671	2.346	1.887	2.750	0.147	0.167	14.95	929	0.69

Tabelle 50 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, $D_g = 0.218$ m, n-Heptan/Toluol, p = 736.3 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 2014$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_T}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_B}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \bar{p}_V) B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/H}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\Delta C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{ K}}$	m
28.23	0.0	0.0585	0.3040	-	3.246	-	-	-	-	-	-	-	-
28.82	8.2	0.0540	0.2920	0.2848	3.243	3.170	0.344	3.270	0.030	0.018	4.37	1262	-
28.82	16.5	0.0530	0.2885	0.2767	3.235	3.115	0.363	3.250	0.042	0.036	6.54	740	-
28.82	24.0	0.0525	0.2870	0.2713	3.234	3.074	0.380	3.240	0.051	0.052	8.39	556	0.94
28.82	32.5	0.0530	0.2845	0.2661	3.195	3.007	0.396	3.225	0.068	0.071	10.33	415	0.82
28.82	40.2	0.0530	0.2810	0.2589	3.159	2.933	0.414	3.215	0.079	0.087	11.99	368	0.81
29.44	49.1	0.0530	0.2775	0.2518	3.124	2.859	0.442	3.185	0.102	0.107	13.84	332	0.77
28.82	56.6	0.0540	0.2760	0.2474	3.081	2.787	0.448	3.180	0.124	0.123	15.23	298	0.75
28.82	65.6	0.0550	0.2720	0.2408	3.013	2.691	0.465	3.165	0.150	0.143	17.08	268	0.72

Tabelle 51 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, D_S = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 761.0 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_{\text{T}} = 3206 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\frac{\dot{V}_K}{\text{mL/s}}$	$\frac{\Delta t}{^\circ\text{C}}$	$\frac{Y_W}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_T}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_B}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{(\text{NTU})_{\text{OV}}}{T}$	$\frac{(\text{NTU})_{\text{OV}}}{R}$	$\frac{(u_V \sqrt{\rho_V})_B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{\text{OV}}/(\text{H})}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(\frac{H_C}{C}) r}{\text{m}}$	$\frac{\delta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{ K}}}$	m
45.85	0.0	0.0585	0.2955	-	3.161	-	-	-	-	-	-	-	-
45.85	8.1	0.0530	0.2755	0.2690	3.103	3.036	0.548	3.080	0.014	0.015	4.16	2393	-
45.85	16.4	0.0540	0.2745	0.2641	3.066	2.959	0.577	3.035	0.025	0.030	6.45	1277	-
45.85	23.6	0.0545	0.2710	0.2569	3.017	2.872	0.603	3.000	0.043	0.044	8.19	999	-
45.85	32.0	0.0550	0.2695	0.2516	2.988	2.803	0.632	2.955	0.051	0.059	10.11	806	-
45.85	40.0	0.0560	0.2640	0.2426	2.905	2.683	0.660	2.920	0.081	0.074	11.81	705	-
45.85	48.4	0.0560	0.2620	0.2378	2.885	2.633	0.688	2.885	0.087	0.090	13.55	607	0.97
45.85	56.6	0.0565	0.2590	0.2321	2.841	2.560	0.714	2.860	0.105	0.105	15.22	545	0.93
45.85	64.9	0.0570	0.2560	0.2264	2.797	2.486	0.740	2.840	0.125	0.121	16.81	503	0.91

Tabelle 52 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, D_S = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 753.0 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_{\text{T}} = 4536 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\frac{\dot{V}_K}{\text{mL/s}}$	$\frac{\Delta t}{^\circ\text{C}}$	$\frac{Y_W}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_T}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_B}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{(\text{NTU})_{\text{OV}}}{T}$	$\frac{(\text{NTU})_{\text{OV}}}{R}$	$\frac{(u_V \sqrt{\rho_V})_B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{\text{OV}}/(\text{H})}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(\frac{H_C}{C}) r}{\text{m}}$	$\frac{\delta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{ K}}}$	m
64.16	0.0	0.0620	0.2760	-	2.867	-	-	-	-	-	-	-	-
68.74	8.3	0.0575	0.2615	0.2554	2.831	2.768	0.826	2.810	0.015	0.020	4.10	2554	-
62.08	16.1	0.0560	0.2515	0.2414	2.767	2.661	0.788	2.820	0.056	0.038	6.23	1452	0.99
64.16	23.9	0.0560	0.2505	0.2375	2.756	2.621	0.850	2.805	0.066	0.056	8.16	1057	0.87
66.37	32.2	0.0565	0.2475	0.2308	2.712	2.537	0.923	2.795	0.092	0.076	10.04	911	0.85
64.16	39.8	0.0565	0.2465	0.2269	2.715	2.509	0.927	2.795	0.102	0.093	11.68	760	0.80
66.37	49.1	0.0555	0.2450	0.2215	2.713	2.465	1.005	2.790	0.117	0.115	13.60	702	0.78
60.14	58.5	0.0530	0.2435	0.2171	2.764	2.485	0.949	2.795	0.111	0.136	15.48	561	0.71

Tabelle 53 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, D_G = 0.152 m, Methanol/Wasser, p = 760.0 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 1728 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol/kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol/kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol/kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(u_V \sqrt{P_V})_B}{\text{kg} \frac{1}{2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)_R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
11.01	0.0	0.1719	0.9701	-	5.865	-	-	-	-	-	-	-	-
11.24	7.9	0.1705	0.9652	0.9641	5.619	5.567	0.455	5.875	0.052	0.030	3.68	664	0.31
11.35	16.3	0.1618	0.9566	0.9537	5.273	5.164	0.472	5.860	0.119	0.060	6.09	431	0.33
11.24	25.9	0.1728	0.9591	0.9551	5.343	5.185	0.477	5.850	0.114	0.094	8.14	304	0.30
11.84	34.5	0.1766	0.9591	0.9538	5.333	5.126	0.513	5.820	0.119	0.124	9.98	264	0.29
11.18	39.5	0.1630	0.9569	0.9506	5.281	5.048	0.504	5.825	0.137	0.165	12.58	199	0.27

Tabelle 54 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 35 M , H = 1.0 m, D_G = 0.152 m, Methanol/Wasser, p = 758.2 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 2927 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol/kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol/kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol/kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(u_V \sqrt{P_V})_B}{\text{kg} \frac{1}{2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)_R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
18.67	0.0	0.2253	0.9660	-	5.510	-	-	-	-	-	-	-	-
19.50	8.2	0.1893	0.9591	0.9578	5.299	5.245	0.792	5.470	0.041	0.016	3.87	2128	0.64
19.00	16.6	0.1804	0.9602	0.9576	5.368	5.261	0.789	5.470	0.038	0.032	5.95	1361	0.62
19.33	23.7	0.1935	0.9574	0.9536	5.219	5.072	0.817	5.420	0.064	0.046	7.65	1045	0.60
18.67	31.3	0.1721	0.9574	0.9525	5.276	5.089	0.803	5.440	0.064	0.061	9.36	809	0.57
18.67	39.3	0.1665	0.9549	0.9484	5.195	4.964	0.818	5.420	0.084	0.077	11.23	677	0.56
20.40	41.7	0.1620	0.9558	0.9491	5.241	5.000	0.898	5.340	0.064	0.081	11.65	706	0.55

Tabelle 55 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 50 M , H = 1.0 m, D_G = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 753.1 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}/\dot{V} = 1784 \text{ kg/m}^2 \text{ h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \sqrt{\rho_V})^B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_R}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{ K}}$	m
p = 756.5 mmHg													
25.71	0.0	0.1485	0.3710	-	2.370	-	-	2.350	0.047	0.032	-	-	-
26.04	9.6	0.1480	0.3650	0.3575	2.315	2.239	0.305	2.335	0.078	0.063	4.88	740	-
26.04	20.1	0.1485	0.3640	0.3496	2.299	2.153	0.327	2.310	0.104	0.093	7.56	495	-
26.39	30.0	0.1485	0.3615	0.3414	2.273	2.070	0.352	2.300	0.135	0.121	9.89	392	0.96
26.39	39.5	0.1485	0.3580	0.3332	2.238	1.989	0.370	2.275	0.156	0.153	11.98	325	0.90
26.39	49.9	0.1500	0.3580	0.3282	2.219	1.919	0.390	2.260	0.182	0.184	14.19	280	0.86
26.39	60.1	0.1485	0.3525	0.3193	2.182	1.849	0.408	-	-	-	16.25	243	0.80
p = 756.3 mmHg													
26.04	0.0	0.1460	0.3665	-	2.364	-	-	2.350	0.019	0.019	-	-	-
25.71	5.4	0.1460	0.3665	0.3609	2.364	2.306	0.293	2.345	0.042	0.042	3.62	1210	-
25.71	13.1	0.1450	0.3640	0.3536	2.352	2.246	0.309	2.325	0.077	0.073	5.80	661	-
26.39	23.4	0.1460	0.3610	0.3449	2.308	2.145	0.339	2.300	0.098	0.104	8.35	452	0.96
26.39	33.7	0.1460	0.3600	0.3380	2.298	2.076	0.360	2.300	0.128	0.134	10.74	363	0.92
25.71	43.6	0.1440	0.3550	0.3285	2.273	2.006	0.369	2.275	0.167	0.164	12.87	296	0.86
26.04	53.4	0.1470	0.3525	0.3213	2.209	1.894	0.392	-	-	-	14.91	267	0.85
p = 756.3 mmHg													
25.71	0.0	0.1430	0.3630	-	2.368	-	-	2.350	0.015	0.019	-	-	-
26.04	5.5	0.1430	0.3630	0.3577	2.368	2.314	0.298	2.340	0.053	0.051	3.66	1124	-
26.04	16.0	0.1440	0.3615	0.3494	2.339	2.216	0.320	2.320	0.083	0.083	6.58	585	-
26.04	26.8	0.1430	0.3580	0.3392	2.317	2.127	0.342	2.305	0.111	0.112	9.15	430	0.98
25.71	36.3	0.1430	0.3550	0.3315	2.287	2.050	0.356	2.280	0.133	0.143	11.31	342	0.92
26.39	46.6	0.1430	0.3525	0.3243	2.261	1.977	0.385	2.265	0.164	0.174	13.50	296	0.86
26.39	56.7	0.1445	0.3500	0.3180	2.216	1.894	0.403	-	-	-	15.58	255	0.81

Tabelle 56 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 50 M , H = 1.0 m, $D_S = 0.218$ m, n-Heptan/Toluol, $p = 743.9$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 3146$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	Y_W kmol kmol	Y_T kmol kmol	Y_B kmol kmol	$(NTU)_{OV}^1 T$ -	$(NTU)_{OV}^1 R$ -	$\frac{(\dot{L}_T \sqrt{\rho})^2 B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(NTU)_{OV}^1 R}{m^{-1}}$	H_C m	$\frac{(H_C)^2}{m}$	$\frac{\partial C}{\partial C}$ °C	k_C $\frac{W}{m^2 K}$	m
$p = 751.0$ mmHg													
45.85	0.0	0.1535	0.3550	-	2.144	-	-	-	-	-	-	-	-
46.41	10.3	0.1540	0.3520	0.3438	2.107	2.025	0.553	2.110	0.040	0.038	5.01	1202	-
46.98	20.2	0.1550	0.3475	0.3338	2.049	1.911	0.596	2.070	0.077	0.073	7.57	752	-
45.30	30.7	0.1555	0.3430	0.3227	1.998	1.794	0.613	2.050	0.125	0.110	10.04	580	0.92
45.85	40.3	0.1555	0.3385	0.3147	1.953	1.714	0.652	2.010	0.147	0.145	12.14	464	0.83
46.41	50.1	0.1570	0.3360	0.3074	1.909	1.622	0.694	1.980	0.181	0.180	14.23	414	0.81
45.65	60.3	0.1585	0.3350	0.3025	1.880	1.554	0.714	1.975	0.213	0.216	16.28	358	0.76
$p = 752.1$ mmHg													
45.30	0.0	0.1530	0.3550	-	2.150	-	-	-	-	-	-	-	-
45.85	5.2	0.1520	0.3520	0.3478	2.133	2.090	0.523	2.135	0.021	0.019	3.48	1622	-
45.30	13.6	0.1520	0.3480	0.3382	2.092	1.994	0.548	2.120	0.059	0.049	5.88	934	0.95
45.85	23.6	0.1520	0.3450	0.3295	2.062	1.907	0.590	2.070	0.079	0.085	8.41	656	0.88
45.30	33.5	0.1530	0.3385	0.3177	1.984	1.775	0.618	2.040	0.130	0.120	10.67	524	0.86
45.85	43.6	0.1540	0.3370	0.3113	1.956	1.699	0.660	2.000	0.151	0.156	12.84	447	0.82
45.85	53.5	0.1550	0.3350	0.3045	1.924	1.618	0.693	1.980	0.183	0.192	14.92	399	0.80
$p = 752.1$ mmHg													
45.30	0.0	0.1515	0.3525	-	2.144	-	-	-	-	-	-	-	-
45.85	5.5	0.1515	0.3480	0.3432	2.099	2.050	0.524	2.135	0.040	0.021	3.58	1724	-
45.85	16.7	0.1515	0.3440	0.3316	2.058	1.934	0.567	2.100	0.079	0.060	6.71	885	-
45.85	26.4	0.1520	0.3405	0.3235	2.017	1.846	0.601	2.060	0.104	0.095	9.06	614	0.88
45.85	37.2	0.1530	0.3385	0.3157	1.984	1.755	0.638	2.025	0.133	0.134	11.47	499	0.85
45.85	46.2	0.1530	0.3335	0.3062	1.934	1.660	0.670	2.000	0.170	0.166	13.41	442	0.83
45.85	56.7	0.1550	0.3320	0.3008	1.894	1.581	0.702	1.975	0.199	0.203	15.57	378	0.78

Tabelle 57 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 50 M , H = 1.0 m, $D_G = 0.218$ m, n-Heptan/Toluol, $p = 748.3$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T = 3911$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	Y_W $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	Y_T $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	Y_B $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(\omega_V/\rho_V) B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H) R}{\text{m}^{-1}}$	H_C m	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	ΔC °C	k_C $\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}$	m
55.92	0.0	0.1515	0.3385	-	2.003	-	-	-	-	-	-	-	-
55.92	10.2	0.1515	0.3360	0.3284	1.978	1.902	0.665	2.000	0.049	0.043	4.95	1222	0.90
57.75	20.1	0.1515	0.3305	0.3175	1.923	1.792	0.732	1.970	0.090	0.083	7.54	786	0.80
57.75	30.4	0.1520	0.3270	0.3083	1.882	1.694	0.778	1.955	0.133	0.126	9.95	612	0.77
55.92	40.1	0.1540	0.3255	0.3020	1.841	1.605	0.794	1.950	0.177	0.166	12.09	499	0.74
57.75	50.5	0.1550	0.3245	0.2961	1.819	1.533	0.864	1.940	0.210	0.209	14.28	449	0.71
p = 741.8 mmHg													
55.92	0.0	0.1485	0.3350	-	2.007	-	-	-	-	-	-	-	-
55.92	5.2	0.1490	0.3345	0.3311	1.995	1.961	0.645	2.020	0.029	0.022	3.47	1472	0.78
57.75	13.2	0.1490	0.3320	0.3218	1.970	1.868	0.707	1.975	0.054	0.055	5.80	1161	0.94
55.92	23.4	0.1500	0.3280	0.3122	1.917	1.759	0.730	1.960	0.103	0.097	8.33	742	0.84
57.75	33.1	0.1520	0.3270	0.3063	1.882	1.674	0.796	1.950	0.141	0.137	10.55	601	0.78
57.75	43.6	0.1530	0.3240	0.2986	1.839	1.584	0.841	1.940	0.183	0.180	12.87	494	0.73
55.92	54.4	0.1535	0.3205	0.2905	1.797	1.496	0.858	1.935	0.227	0.225	15.09	417	0.70
p = 754.8 mmHg													
55.92	0.0	0.1480	0.3340	-	2.009	-	-	-	-	-	-	-	-
55.92	6.1	0.1465	0.3305	0.3255	1.994	1.943	0.646	2.020	0.038	0.026	3.79	1724	0.99
55.92	16.5	0.1485	0.3280	0.3162	1.943	1.824	0.694	1.980	0.079	0.069	6.65	940	0.88
57.75	26.8	0.1485	0.3245	0.3071	1.907	1.732	0.763	1.960	0.116	0.111	9.15	695	0.81
57.75	36.7	0.1490	0.3225	0.3003	1.881	1.657	0.806	1.950	0.150	0.152	11.38	558	0.75
57.75	46.8	0.1500	0.3205	0.2935	1.848	1.576	0.849	1.940	0.188	0.193	13.52	481	0.72
57.75	59.2	0.1505	0.3180	0.2862	1.816	1.496	0.898	1.935	0.227	0.245	16.05	409	0.66

Tabelle 58 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 50 K , H = 1.0, D_G = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 747.1 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $i_T^* = 1267 \text{ kg/m}^2 \text{h}$

$\frac{\dot{V}_K}{\text{ml/s}}$	$\frac{\Delta t}{^\circ\text{C}}$	$\frac{Y_W}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_T}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_B}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(u_V \sqrt{\rho_V})_B}{\frac{1}{2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)_R}{\frac{1}{\text{m}}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}}$	m
19.35	0.0	0.2095	0.4635	-	2.627	-	-	-	-	-	-	-	-
18.98	10.2	0.2095	0.4615	0.4524	2.605	2.504	0.220	2.640	0.051	0.036	4.88	530	-
18.86	20.5	0.2090	0.4600	0.4440	2.594	2.419	0.234	2.640	0.084	0.071	7.42	331	0.94
19.09	30.7	0.2080	0.4565	0.4349	2.566	2.332	0.252	2.630	0.113	0.106	9.74	248	0.85
18.86	40.0	0.2080	0.4535	0.4262	2.534	2.239	0.262	2.625	0.147	0.138	11.77	210	0.83
18.86	50.8	0.2065	0.4490	0.4171	2.501	2.160	0.276	2.620	0.176	0.174	14.01	173	0.75
19.22	61.2	0.2050	0.4470	0.4103	2.496	2.105	0.296	2.605	0.192	0.210	16.09	157	0.70

Tabelle 59 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 50 K , H = 1.0 m, D_G = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 746.8 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $i_T^* = 1727 \text{ kg/m}^2 \text{h}$

$\frac{\dot{V}_K}{\text{ml/s}}$	$\frac{\Delta t}{^\circ\text{C}}$	$\frac{Y_W}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_T}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_B}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(u_V \sqrt{\rho_V})_B}{\frac{1}{2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)_R}{\frac{1}{\text{m}}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}}$	m
26.04	0.0	0.2000	0.4545	-	2.633	-	-	-	-	-	-	-	-
25.71	11.1	0.2000	0.4515	0.4424	2.600	2.501	0.299	2.610	0.042	0.033	5.04	772	-
25.71	20.5	0.2000	0.4490	0.4341	2.573	2.412	0.318	2.580	0.065	0.060	7.39	495	-
25.60	30.3	0.1995	0.4455	0.4240	2.540	2.310	0.337	2.560	0.098	0.089	9.64	397	-
25.71	40.7	0.1995	0.4415	0.4144	2.497	2.209	0.358	2.525	0.125	0.120	11.90	324	0.96
26.04	50.6	0.1995	0.4390	0.4071	2.470	2.133	0.382	2.500	0.147	0.149	13.95	281	0.91
26.15	60.4	0.2000	0.4365	0.3999	2.438	2.052	0.401	2.475	0.171	0.178	15.90	253	0.87

Tabelle 60 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 50 K , H = 1.0 m, D_S = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 746.2 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 3026 \text{ kg/m}^2 \text{ h}$

$\dot{V}_K$ mL/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})^1 T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})^1 R}{-}$	$\frac{(u_V \bar{\rho}_V)^1 B}{\text{kg}} \frac{1}{1/2 \text{ m}} \frac{1}{-1/2 \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H) R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)^1 r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^{\circ}\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{K}}$	m
45.22	0.0	0.2175	0.4515	-	2.408	-	-	-	-	-	-	-	-
44.08	10.9	0.2165	0.4510	0.4419	2.414	2.315	0.511	2.400	0.035	0.041	4.91	1064	0.99
45.30	20.8	0.2175	0.4490	0.4341	2.381	2.220	0.560	2.375	0.065	0.080	7.39	659	0.84
45.30	32.1	0.2175	0.4440	0.4216	2.327	2.088	0.601	2.360	0.115	0.123	9.96	514	0.81
46.12	41.0	0.2175	0.4420	0.4148	2.305	2.016	0.643	2.350	0.142	0.158	11.90	441	0.77
44.68	52.8	0.2215	0.4345	0.4021	2.182	1.840	0.660	2.350	0.217	0.204	14.34	352	0.73
46.12	62.1	0.2215	0.4320	0.3948	2.155	1.766	0.712	2.350	0.249	0.240	16.21	333	0.70

Tabelle 61 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 50 K , H = 1.0 m, D_S = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 748.0 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 4308 \text{ kg/m}^2 \text{ h}$

$\dot{V}_K$ mL/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})^1 T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})^1 R}{-}$	$\frac{(u_V \bar{\rho}_V)^1 B}{\text{kg}} \frac{1}{1/2 \text{ m}} \frac{1}{-1/2 \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H) R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)^1 r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^{\circ}\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2 \text{K}}$	m
64.03	0.0	0.2095	0.4345	-	2.312	-	-	-	-	-	-	-	-
64.03	11.1	0.2095	0.4300	0.4210	2.264	2.168	0.746	2.345	0.075	0.048	4.98	1304	0.88
64.03	20.8	0.2080	0.4225	0.4073	2.200	2.040	0.797	2.335	0.126	0.088	7.47	863	0.82
64.03	30.3	0.2070	0.4210	0.3999	2.196	1.975	0.844	2.330	0.152	0.127	9.66	682	0.77
62.90	40.9	0.2060	0.4170	0.3903	2.164	1.887	0.879	2.330	0.190	0.170	11.95	547	0.72
64.03	51.5	0.2020	0.4155	0.3840	2.193	1.866	0.943	2.330	0.199	0.214	14.17	472	0.64
64.03	57.0	0.2005	0.4160	0.3814	2.215	1.857	0.968	2.330	0.203	0.237	15.26	451	0.62

Tabelle 62 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, H = 1.0 m, D_S = 0.104 m, n-Heptan/Toluol, p = 755.3 mmHg, i_L/i_V = 1, i_T = 4145 kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} / \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(u_V \sqrt{\rho_V})_B}{\text{kg} / 2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H)_R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_R}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	$\frac{m}{-}$
13.94	0.0	0.1300	0.4930	-	3.939	-	-	-	-	-	-	-	-
13.75	6.5	0.1270	0.4850	0.4775	3.889	3.804	0.682	3.970	0.042	0.022	4.07	1412	0.98
14.16	14.2	0.1210	0.4745	0.4621	3.857	3.717	0.742	3.990	0.068	0.043	6.08	888	0.84
13.75	23.0	0.1175	0.4670	0.4483	3.824	3.618	0.764	3.990	0.093	0.066	8.19	662	0.80
13.94	30.1	0.1175	0.4710	0.4489	3.869	3.624	0.807	4.010	0.096	0.085	9.77	542	0.73
13.94	38.7	0.1160	0.4710	0.4439	3.892	3.593	0.845	4.020	0.106	0.108	10.59	468	0.69
13.94	48.7	0.1145	0.4690	0.4371	3.892	3.542	0.889	4.025	0.120	0.135	13.63	399	0.64
14.16	58.8	0.1135	0.4680	0.4312	3.896	3.494	0.947	4.025	0.132	0.161	15.66	361	0.60
p = 755.0 mmHg													
14.86	0.0	0.1295	0.4955	-	3.976	-	-	-	-	-	-	-	-
14.16	5.1	0.1275	0.4880	0.4822	3.917	3.850	0.692	3.975	0.031	0.019	3.49	1548	0.91
14.62	10.6	0.1220	0.4830	0.4727	3.939	3.822	0.746	3.990	0.042	0.033	5.12	1083	0.89
14.62	18.7	0.1190	0.4725	0.4573	3.864	3.694	0.788	4.000	0.077	0.055	7.10	775	0.79
14.39	26.4	0.1170	0.4680	0.4482	3.843	3.624	0.814	4.010	0.096	0.075	8.91	605	0.74
14.62	34.7	0.1175	0.4715	0.4464	3.875	3.597	0.868	4.020	0.105	0.097	10.70	533	0.72
14.39	44.1	0.1145	0.4690	0.4391	3.892	3.563	0.897	4.025	0.115	0.122	12.65	445	0.66

Tabelle 63 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.104$ m, n-Heptan/Toluol, $p = 757.8$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 6258$ kg/m²h

$\frac{\dot{V}_K}{\text{mL/s}}$	$\frac{\Delta t}{^\circ\text{C}}$	$\frac{Y_W}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_T}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_B}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(\rho_{\dot{V}} \bar{p}_{\dot{V}}) B}{\frac{1}{2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1} \text{ kg}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H) R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\partial C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}}$	$\frac{m}{-}$
21.65	0.0	0.1260	0.5000	-	4.078	-	-	-	-	-	-	-	-
21.65	6.8	0.1220	0.4895	0.4826	4.013	3.933	1.063	4.020	0.022	0.019	3.89	2587	-
21.65	14.3	0.1190	0.4850	0.4725	4.006	3.864	1.123	4.015	0.038	0.039	5.87	1547	0.90
21.65	22.1	0.1160	0.4765	0.4589	3.954	3.756	1.186	4.000	0.061	0.060	7.78	1254	0.82
21.14	30.2	0.1175	0.4800	0.4580	3.971	3.724	1.212	3.990	0.067	0.083	9.51	863	0.73
21.65	38.5	0.1175	0.4660	0.4394	3.813	3.521	1.304	3.975	0.114	0.105	10.41	736	0.70
21.65	48.7	0.1190	0.4660	0.4344	3.791	3.445	1.374	3.980	0.134	0.133	13.57	619	0.65
21.14	59.8	0.1200	0.4650	0.4285	3.765	3.367	1.412	3.990	0.156	0.164	15.74	524	0.60
p = 753.6 mmHg													
21.14	0.0	0.1260	0.4965	-	4.024	-	-	-	-	-	-	-	-
21.14	4.5	0.1240	0.4965	0.4919	4.053	3.999	1.017	4.025	0.006	0.012	3.17	3072	-
21.14	11.9	0.1210	0.4860	0.4754	3.975	3.855	1.079	4.020	0.041	0.033	5.28	1674	0.93
21.18	18.7	0.1160	0.4810	0.4659	3.992	3.823	1.186	4.000	0.044	0.051	6.94	1268	0.82
21.14	28.3	0.1175	0.4745	0.4541	3.896	3.669	1.199	4.000	0.083	0.077	9.16	871	0.74
21.14	35.1	0.1165	0.4720	0.4478	3.883	3.616	1.247	3.985	0.093	0.096	10.65	747	0.70
21.65	44.4	0.1185	0.4640	0.4346	3.764	3.444	1.346	3.980	0.135	0.122	12.68	655	0.67

Tabelle 64 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, H = 1.0 m, D_S = 0.152 m, n-Heptan/Toluol, p = 750.0 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 4019 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	$\frac{\Delta t}{^\circ\text{C}}$	$\frac{Y_W}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_T}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_B}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^R}{-}$	$\frac{(\omega_V \bar{\rho}_V) B}{\text{kg} \frac{1}{2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^{(H)}}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}}$	m
29.49	0.0	0.1095	0.5075	-	4.399	-	-	4.470	-	-	-	-	-
29.49	5.0	0.1075	0.4965	0.4909	4.302	4.236	0.668	4.430	0.052	0.014	3.27	1998	-
29.49	10.3	0.1060	0.4895	0.4806	4.244	4.142	0.696	4.400	0.065	0.025	4.75	1317	0.97
24.49	17.0	0.1025	0.4860	0.4724	4.261	4.107	0.728	4.350	0.067	0.038	6.40	1022	0.96
29.49	24.5	0.1015	0.4870	0.4693	4.289	4.088	0.763	4.300	0.060	0.052	8.13	793	0.89
29.49	31.1	0.1025	0.4840	0.4616	4.238	3.986	0.795	4.250	0.073	0.065	9.62	716	0.91
29.49	39.3	0.1025	0.4800	0.4530	4.192	3.892	0.834	4.200	0.084	0.081	11.39	617	0.88
29.49	47.9	0.1025	0.4765	0.4459	4.153	3.814	0.870	4.140	0.092	0.098	13.17	528	0.82
29.49	57.5	0.1025	0.4765	0.4409	4.153	3.760	0.912	-	0.092	0.116	15.13	477	0.80

Tabelle 65 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, H = 1.0 m, D_S = 0.152 m, n-Heptan/Toluol, p = 754.3 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 6380 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	$\frac{\Delta t}{^\circ\text{C}}$	$\frac{Y_W}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_T}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{Y_B}{\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^R}{-}$	$\frac{(\omega_V \bar{\rho}_V) B}{\text{kg} \frac{1}{2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}^{(H)}}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}}}$	m
45.81	0.0	0.1145	0.4950	-	4.189	-	-	4.025	-	-	-	-	-
45.81	7.9	0.1120	0.4830	0.4757	4.089	4.006	1.060	4.010	0.005	0.022	3.99	2178	0.92
46.94	14.2	0.1135	0.4765	0.4649	3.992	3.861	1.138	4.000	0.037	0.040	5.68	1462	0.82
45.81	21.2	0.1145	0.4680	0.4522	3.881	3.706	1.165	4.000	0.074	0.059	7.40	1042	0.75
46.94	28.4	0.1160	0.4660	0.4454	3.836	3.609	1.248	3.975	0.093	0.079	9.05	894	0.73
46.94	35.5	0.1150	0.4630	0.4387	3.817	3.552	1.300	3.975	0.107	0.099	10.62	753	0.68
45.81	43.3	0.1165	0.4620	0.4338	3.784	3.476	1.322	3.975	0.125	0.121	12.26	636	0.65
48.11	57.0	0.1145	0.4620	0.4298	3.814	3.464	1.443	4.000	0.134	0.142	13.81	604	0.61
46.94	58.8	0.1150	0.4600	0.4240	3.784	3.394	1.461	4.010	0.134	0.164	15.38	539	0.59

Tabelle 66 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.218$ m, n-Heptan/Toluol, $p = 753.3$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{i}_T = 1804$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	y_W $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	y_T $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	y_B $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$(NTU)_{OV}^* T$ -	$(NTU)_{OV}^* R$ -	$\frac{(v_V \sqrt{\rho_V})}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}} B$	$\frac{(NTU)_{OV}^* (H)}{m^{-1}} R$	H_C m	$\frac{(H_C) r}{m}$	$\frac{\partial C}{\partial C}$ °C	k_C $\frac{W}{m^2 K}$	m
27.12	0.0	0.1130	0.4900	-	4.141	-	-	-	-	-	-	-	-
26.39	11.4	0.1130	0.4875	0.4788	4.112	4.012	0.302	4.445	0.097	0.051	5.02	248	0.46
27.12	21.2	0.1140	0.4795	0.4636	4.006	3.827	0.333	4.420	0.134	0.088	7.46	195	0.49
27.12	30.7	0.1140	0.4750	0.4535	3.955	3.716	0.353	4.400	0.155	0.124	9.62	154	0.46
26.39	41.0	0.1145	0.4710	0.4439	3.902	3.604	0.364	4.390	0.179	0.162	11.83	125	0.43
27.12	50.6	0.1145	0.4650	0.4335	3.835	3.492	0.392	4.360	0.199	0.198	13.83	111	0.40
27.12	60.7	0.1160	0.4610	0.4249	3.768	3.378	0.412	4.340	0.222	0.236	15.86	99	0.37
p = 752.4 mmHg													
27.89	0.0	0.0950	0.4675	-	4.178	-	-	-	-	-	-	-	-
26.75	5.3	0.0940	0.4625	0.4573	4.140	4.082	0.296	4.450	0.083	0.028	3.48	375	0.49
26.75	15.8	0.0905	0.4565	0.4439	4.135	3.997	0.319	4.430	0.098	0.068	6.27	226	0.48
27.89	25.3	0.0890	0.4490	0.4301	4.080	3.877	0.355	4.400	0.119	0.103	8.57	181	0.46
27.12	35.5	0.0905	0.4480	0.4242	4.042	3.787	0.365	4.385	0.136	0.142	10.82	137	0.41
26.75	45.5	0.0900	0.4445	0.4151	4.013	3.700	0.380	4.375	0.154	0.179	12.94	118	0.39
27.12	55.9	0.0905	0.4375	0.4038	3.929	3.573	0.405	4.350	0.179	0.218	15.08	103	0.36

Tabelle 67 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, $H = 1.0 \text{ m}$, $D_S = 0.218 \text{ m}$, n-Heptan/Toluol, $p = 747.6 \text{ mmHg}$, $\dot{L}/\dot{V} \approx 1$, $\dot{L}_T = 3040 \text{ kg/m}^2 \text{ h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	Y_W kmol kmol	Y_T kmol kmol	Y_B kmol kmol	$(NTU_{OV})_T$ -	$(NTU_{OV})_R$ -	$\frac{(u_T/\sqrt{V_T}) B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(NTU_{OV}/H) R}{\text{m}^{-1}}$	H_C m	$\frac{(H_C) r}{\text{m}}$	$\frac{\partial C}{\partial C}$ °C	k_C $\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{ K}}$	m
$p = 748.8 \text{ mmHg}$													
44.76	0.0	0.0950	0.4555	-	4.045	-	-	4.230	0.072	0.037	-	-	-
44.76	10.6	0.0955	0.4535	0.4452	4.015	3.924	0.516	4.180	0.080	0.065	4.96	560	0.61
45.85	19.8	0.0925	0.4480	0.4387	4.007	3.847	0.564	4.150	0.111	0.097	7.25	417	0.59
45.30	30.0	0.0935	0.4410	0.4199	3.914	3.689	0.593	4.120	0.126	0.130	9.62	320	0.57
45.30	40.3	0.0925	0.4365	0.4099	3.883	3.601	0.629	4.085	0.142	0.160	11.86	263	0.53
45.85	50.1	0.0940	0.4345	0.4031	3.835	3.504	0.668	4.070	0.165	0.190	13.85	232	0.50
45.30	59.6	0.0905	0.4220	0.3868	3.764	3.398	0.691	-	-	-	15.84	201	0.46
$p = 748.9 \text{ mmHg}$													
45.30	0.0	0.0970	0.4620	-	4.082	-	-	4.210	0.077	0.046	-	-	-
45.30	13.5	0.0970	0.4545	0.4441	4.000	3.886	0.533	4.180	0.086	0.076	5.68	508	0.61
44.76	23.1	0.0990	0.4580	0.4412	4.005	3.822	0.561	4.130	0.124	0.109	7.98	371	0.59
45.85	33.6	0.0990	0.4455	0.4220	3.868	3.616	0.613	4.100	0.152	0.140	10.38	308	0.57
45.85	43.8	0.1010	0.4400	0.4120	3.775	3.478	0.647	4.075	0.179	0.172	12.55	249	0.52
45.85	53.9	0.1025	0.4350	0.4015	3.697	3.344	0.681	-	-	-	14.64	223	0.51
$p = 748.9 \text{ mmHg}$													
45.30	0.0	0.0970	0.4620	-	4.082	-	-	4.250	0.057	0.019	-	-	-
45.30	5.0	0.0920	0.4525	0.4473	4.065	4.008	0.502	4.190	0.072	0.055	3.36	969	0.73
45.85	16.6	0.0925	0.4500	0.4370	4.029	3.888	0.552	4.160	0.108	0.086	6.47	474	0.62
45.85	26.4	0.0950	0.4440	0.4246	3.920	3.712	0.589	4.140	0.127	0.117	8.82	359	0.59
44.76	36.3	0.0970	0.4430	0.4187	3.875	3.616	0.607	4.100	0.140	0.149	10.98	276	0.54
45.30	46.7	0.0980	0.4420	0.4118	3.847	3.526	0.649	4.070	0.152	0.180	13.16	243	0.52
45.85	56.6	0.0975	0.4375	0.4038	3.807	3.451	0.688	-	-	-	15.18	209	0.47

Tabelle 68 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.218$ m, n -Heptan/Toluol, $p = 753.1$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T = 4121$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}}$ $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}}$ $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV} T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV} R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \sqrt{\rho_V}) B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV} / (H) R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_L) r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
p = 753.3 mmHg													
60.73	0.0	0.0855	0.4400	-	4.047	-	-	-	0.036	-	-	-	-
61.80	9.9	0.0875	0.4390	0.4311	3.999	3.915	0.708	4.060	0.066	0.030	4.79	915	0.69
62.90	20.3	0.0885	0.4340	0.4186	3.927	3.764	0.775	4.030	0.097	0.064	7.43	601	0.64
61.80	30.7	0.0890	0.4265	0.4059	3.839	3.622	0.810	4.010	0.130	0.097	9.85	418	0.56
61.80	40.2	0.0905	0.4210	0.3949	3.753	3.481	0.856	4.000	0.169	0.128	11.93	355	0.53
59.19	50.4	0.0930	0.4155	0.3840	3.651	3.324	0.864	4.000	0.197	0.161	14.05	298	0.51
60.73	53.8	0.0925	0.4045	0.3721	3.545	3.212	0.902	4.000	0.197	0.172	14.77	287	0.50
p = 756.8 mmHg													
60.73	0.0	0.0850	0.4385	-	4.040	-	-	-	0.028	-	-	-	-
61.80	5.2	0.0855	0.4350	0.4315	3.993	3.956	0.684	4.070	0.069	0.015	3.46	1084	0.62
61.80	13.7	0.0870	0.4275	0.4168	3.886	3.772	0.730	4.050	0.097	0.042	5.82	752	0.68
60.73	23.4	0.0890	0.4240	0.4076	3.812	3.640	0.763	4.030	0.121	0.074	8.14	494	0.60
59.19	33.7	0.0910	0.4230	0.4007	3.765	3.532	0.790	4.020	0.140	0.107	10.48	378	0.55
61.80	43.7	0.0905	0.4190	0.3911	3.732	3.442	0.871	4.000	0.166	0.139	12.65	336	0.52
60.73	51.6	0.0905	0.4120	0.3808	3.659	3.336	0.890	4.000	0.166	0.164	14.31	291	0.49
p = 756.8 mmHg													
60.80	0.0	0.0835	0.4340	-	4.033	-	-	-	0.029	-	-	-	-
60.73	7.1	0.0835	0.4325	0.4263	4.017	3.951	0.684	4.070	0.044	0.021	4.03	1190	0.78
61.80	16.8	0.0835	0.4310	0.4179	4.001	3.862	0.745	4.040	0.068	0.052	6.56	676	0.65
61.80	26.4	0.0830	0.4245	0.4061	3.942	3.747	0.792	4.020	0.099	0.083	8.85	474	0.57
61.80	36.8	0.0850	0.4210	0.3959	3.866	3.604	0.842	4.000	0.117	0.117	11.19	393	0.55
62.90	47.0	0.0850	0.4170	0.3873	3.824	3.515	0.903	4.000	0.121	0.150	13.33	331	0.50

Tabelle 69 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, H = 0.5 m, $D_S = 0.104$ m, Methanol/Wasser, $p = 758.9$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $i_T = 3217$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_T}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_B}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{(NTU_{OV})_T}{-}$	$\frac{(NTU_{OV})_R}{-}$	$\frac{(u_T \sqrt{\rho_V})_B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$ kg	$\frac{(NTU_{OV}/H)_R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
9.24	0.0	0.2839	0.8566	-	2.853	-	-	-	-	-	-	-	-
9.44	4.8	0.2911	0.8566	0.8537	2.833	2.798	0.853	6.090	0.041	0.006	5.61	2065	0.99
9.44	9.4	0.2874	0.8670	0.8622	2.974	2.912	0.857	6.090	0.022	0.011	7.07	1584	0.91
9.57	14.5	0.2911	0.8670	0.8599	2.964	2.873	0.880	6.055	0.025	0.017	8.76	1282	0.89
9.49	19.5	0.2818	0.8674	0.8582	2.994	2.878	0.883	6.050	0.024	0.023	10.23	1073	0.86
9.89	30.0	0.2791	0.8660	0.8522	2.983	2.813	0.943	5.975	0.029	0.034	13.32	851	0.82
10.00	39.8	0.2768	0.8606	0.8422	2.921	2.706	0.975	5.935	0.044	0.045	16.17	704	0.80
10.30	47.4	0.2768	0.8591	0.8373	2.902	2.902	1.019	5.885	0.049	0.054	18.21	643	0.78

Tabelle 70 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, H = 0.5 m, $D_S = 0.104$ m, Methanol/Wasser, $p = 756.7$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $i_T = 6073$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_T}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_B}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{(NTU_{OV})_T}{-}$	$\frac{(NTU_{OV})_R}{-}$	$\frac{(u_T \sqrt{\rho_V})_B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$ kg	$\frac{(NTU_{OV}/H)_R}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
18.44	0.0	0.2805	0.8293	-	2.561	-	-	-	-	-	-	-	-
17.86	5.4	0.2823	0.8293	0.8260	2.556	2.523	1.636	5.200	0.015	0.006	6.50	3388	-
18.21	10.5	0.2834	0.8267	0.8205	2.527	2.466	1.691	5.130	0.019	0.012	8.46	2638	-
18.90	16.0	0.2749	0.8258	0.8165	2.541	2.452	1.776	5.040	0.014	0.017	10.30	2226	-
18.98	21.0	0.2791	0.8235	0.8113	2.507	2.392	1.807	5.000	0.022	0.023	12.00	1930	-
18.14	31.1	0.2736	0.8235	0.8059	2.522	2.358	1.764	5.050	0.033	0.033	15.06	1455	0.97
17.86	41.1	0.2754	0.8203	0.7970	2.486	2.277	1.773	5.040	0.048	0.044	18.08	1195	0.95
17.82	45.1	0.2740	0.8235	0.7986	2.521	2.293	1.781	5.030	0.044	0.048	19.08	1126	0.93

Tabelle 71 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, H = 0.5 m, D_S = 0.104 m, Methanol/Wasser, p = 743.5 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T = 2162 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_T}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_B}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{(\text{NTU})_{OV} T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV} R}{-}$	$\frac{(u\sqrt{j\rho})_B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/H}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\Delta C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
6.09	0.0	0.0439	0.4946	-	1.258	-	-	-	-	-	-	-	-
6.15	9.4	0.0449	0.4861	0.4778	1.225	1.197	0.683	2.515	0.024	0.019	17.30	296	0.58
6.20	19.7	0.0466	0.4769	0.4613	1.187	1.136	0.706	2.515	0.048	0.040	21.56	229	0.52
p = 748.0 mmHg													
6.34	0.0	0.0488	0.4856	-	1.207	-	-	-	-	-	-	-	-
5.91	29.8	0.0508	0.4674	0.4453	1.139	1.069	0.688	2.414	0.057	0.060	25.23	185	0.49
5.91	39.4	0.0496	0.4575	0.4297	1.112	1.026	0.704	2.414	0.075	0.079	28.86	162	0.45

Tabelle 72 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, H = 0.5 m, D_S = 0.104 m, Methanol/Wasser, p = 741.0 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T = 3423 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_T}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{Y_B}{\text{kmol}}$ kmol	$\frac{(\text{NTU})_{OV} T}{-}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV} R}{-}$	$\frac{(u\sqrt{j\rho})_B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/H}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\Delta C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
9.50	0.0	0.0557	0.4674	-	1.121	-	-	-	-	-	-	-	-
9.60	3.9	0.0589	0.4570	0.4537	1.076	1.065	1.073	2.241	0.025	0.008	14.68	541	0.59
9.64	13.1	0.0567	0.4524	0.4423	1.069	1.038	1.101	2.241	0.037	0.023	18.93	463	0.62
p = 743.4 mmHg													
9.76	0.0	0.0509	0.4635	-	1.126	-	-	-	-	-	-	-	-
9.72	9.2	0.0520	0.4542	0.4471	1.093	1.070	1.097	2.253	0.025	0.017	17.14	492	0.59
9.47	19.9	0.0547	0.4485	0.4341	1.064	1.020	1.094	2.253	0.047	0.035	21.75	394	0.58
p = 742.4 mmHg													
9.75	0.0	0.0515	0.4593	-	1.111	-	-	-	-	-	-	-	-
9.44	29.7	0.0527	0.4478	0.4271	1.070	1.007	1.110	2.221	0.047	0.051	25.34	339	0.55
9.28	39.6	0.0501	0.4433	0.4168	1.066	0.986	1.112	2.221	0.056	0.067	28.97	294	0.52

Tabelle 73 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

PR 25 PVDF, $H = 0.5$ m, $D_S = 0.104$ m, Methanol/Wasser, $p = 742.0$ mmHg, $\dot{I}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T = 4502$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{T}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{R}$	$\frac{(\omega_f \rho \dot{V})_B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/H}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) \cdot r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
13.00	0.0	0.0536	0.4669	-	1.127	-	-	-	-	-	-	-	-
12.63	9.7	0.0564	0.4572	0.4499	1.085	1.063	1.425	2.254	0.029	0.018	17.65	601	0.58
12.58	19.9	0.0594	0.4541	0.4398	1.063	1.019	1.449	2.254	0.048	0.035	21.30	512	0.58
p = 759.2 mmHg													
12.58	0.0	0.0572	0.4693	-	1.208	-	-	-	-	-	-	-	-
12.46	31.5	0.0581	0.4550	0.4338	1.157	1.087	1.448	2.416	0.050	0.055	24.93	439	0.51
12.51	40.4	0.0587	0.4498	0.4227	1.137	1.050	1.484	2.416	0.066	0.070	28.65	398	0.51

Tabelle 74 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

RR 25 K, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.104$ m, n-Heptan/Toluol, $p = 748.0$ mmHg, $\dot{I}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T = 6122$ kg/m²h

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{T}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{R}$	$\frac{(\omega_f \rho \dot{V})_B}{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}/H}{\text{m}^{-1}}$	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C) \cdot r}{\text{m}}$	$\frac{\vartheta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
20.20	0.0	0.1055	0.4660	-	3.987	-	-	-	-	-	-	-	-
20.20	6.8	0.1045	0.4575	0.4518	3.909	3.846	1.004	3.900	0.014	0.016	4.07	2409	0.99
20.20	15.1	0.0970	0.4500	0.4370	3.951	3.810	1.068	3.970	0.040	0.036	6.25	1716	0.99
21.14	22.6	0.0950	0.4515	0.4344	4.001	3.816	1.170	4.070	0.062	0.054	8.01	1299	0.86
21.14	31.8	0.0920	0.4545	0.4321	4.087	3.844	1.234	4.150	0.074	0.075	10.05	1024	0.77
21.14	41.0	0.0885	0.4570	0.4293	4.177	3.877	1.298	4.240	0.086	0.097	12.02	872	0.72
21.14	50.0	0.0890	0.4590	0.4271	4.190	3.845	1.356	4.370	0.120	0.119	13.83	756	0.67
21.14	59.3	0.0840	0.4590	0.4231	4.282	3.895	1.415	4.550	0.144	0.141	15.70	668	0.61

Tabelle 75 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

RR 25 K , H = 1.0 m, D_S = 0.152 m, n-Heptan/Toluol, p = 751.2 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 4042 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{T}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{R}$	$\frac{(\omega_V \bar{\rho}_V) B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{H}$ R	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\delta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
29.49	0.0	0.1065	0.4770	—	4.094	—	—	—	—	—	—	—	—
29.49	7.2	0.1020	0.4630	0.4567	4.010	3.940	0.683	4.110	0.041	0.017	3.97	1757	—
29.49	14.2	0.1015	0.4595	0.4476	3.980	3.849	0.719	4.110	0.064	0.031	5.82	1310	—
29.49	21.0	0.1000	0.4600	0.4440	4.010	3.835	0.751	4.120	0.069	0.044	7.51	987	0.99
29.49	28.9	0.0985	0.4610	0.4399	4.046	3.816	0.789	4.125	0.075	0.060	9.32	818	0.95
29.49	34.9	0.0985	0.4610	0.4369	4.046	3.784	0.816	4.125	0.083	0.072	10.60	711	0.90
29.49	43.3	0.0965	0.4650	0.4365	4.124	3.813	0.852	4.135	0.078	0.089	12.37	617	0.84
29.49	52.3	0.0960	0.4610	0.4329	4.089	3.730	0.892	4.150	0.101	0.106	14.20	549	0.81
29.49	60.5	0.0950	0.4585	0.4227	4.078	3.692	0.924	4.165	0.114	0.123	15.84	484	0.75

Tabelle 76 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

RR 25 K , H = 1.0 m, D_S = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 747.6 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_T = 1864 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	$\frac{Y_W}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_T}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{Y_B}{\text{kmol}} \frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{T}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{R}$	$\frac{(\omega_V \bar{\rho}_V) B}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}$	$\frac{(\text{NTU})_{OV}}{H}$ R	$\frac{H_C}{\text{m}}$	$\frac{(H_C)_T}{\text{m}}$	$\frac{\delta_C}{^\circ\text{C}}$	$\frac{k_C}{\text{W/m}^2\text{K}}$	m
27.50	0.0	0.1100	0.4555	—	3.799	—	—	—	—	—	—	—	—
27.89	10.8	0.1110	0.4545	0.4451	3.773	3.670	0.324	3.890	0.057	0.031	4.93	543	0.87
27.89	21.3	0.1080	0.4510	0.4359	3.782	3.618	0.346	3.880	0.067	0.059	7.50	326	0.72
27.50	31.0	0.1075	0.4525	0.4303	3.806	3.566	0.363	3.870	0.079	0.084	9.74	275	0.74
27.89	40.5	0.1085	0.4510	0.4239	3.774	3.483	0.387	3.865	0.099	0.109	11.78	230	0.69
27.12	50.8	0.1085	0.4455	0.4140	3.714	3.378	0.397	3.860	0.125	0.135	13.95	188	0.64
28.70	60.9	0.1100	0.4355	0.3990	3.583	3.198	0.441	3.830	0.165	0.162	16.01	179	0.62

Fortsetzung nächste Seite

Tabelle 76 Fortsetzung

Tabelle 76		Fortsetzung										p = 744.5 mmHg									
27.89	0.0	0.1075	0.4545	-	3.828	-	3.742	-	3.895	-	0.039	-	3.51	-	675	-					
27.89	5.8	0.1070	0.4510	0.4459	3.797	3.742	0.313	3.895	0.018	3.51	0.039	675	0.79								
27.89	15.8	0.1070	0.4475	0.4348	3.759	3.622	0.336	3.885	0.044	6.19	0.068	428	0.82								
27.89	25.3	0.1070	0.4480	0.4292	3.765	3.563	0.357	3.875	0.069	8.44	0.081	318	0.77								
27.50	36.0	0.1085	0.4455	0.4210	3.714	3.451	0.375	3.865	0.107	10.86	0.107	243	0.71								
27.89	45.8	0.1070	0.4420	0.4118	3.700	3.379	0.400	3.860	0.125	12.96	0.125	215	0.68								
28.70	56.6	0.1070	0.4400	0.4060	3.678	3.319	0.433	3.840	0.136	15.15	0.150	184	0.61								

Tabelle 77 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

RR 25 K, $H = 1.0$ m, $D_S = 0.218$ m, n-Heptan/Toluol, $p = 750.2$ mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{L}_0 = 3142$ kg/m²h

$\dot{V}_K$	Δt	Y_W	Y_T	Y_B	$(NTU)_{OV}/T$	$(NTU)_{OV}/R$	$(u_1 \sqrt{\rho_1})^B$	$(NTU)_{OV}/H$	H_C	$(H_C)_T$	ϑ_C	k_C	m
ml/s	°C	$\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	-	-	$\frac{1/2 \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}}{\text{kg}}$	m^{-1}	m	m	°C	$\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}}$	-
46.41	0.0	0.1030	0.4455	-	3.802	-	-	-	-	-	-	-	-
46.98	11.0	0.1040	0.4410	0.4319	3.737	3.639	0.545	3.775	0.036	0.030	4.92	906	0.85
46.98	21.4	0.1070	0.4345	0.4191	3.611	3.455	0.584	3.775	0.085	0.055	7.54	594	0.81
46.98	31.2	0.1045	0.4300	0.4080	3.611	3.379	0.621	3.775	0.059	0.079	9.78	493	0.80
46.98	41.5	0.1030	0.4355	0.4080	3.694	3.403	0.656	3.775	0.103	0.103	11.99	409	0.74
46.41	50.7	0.1045	0.4330	0.4017	3.643	3.314	0.677	3.775	0.122	0.125	13.96	343	0.69
46.41	61.1	0.1025	0.4310	0.3949	3.654	3.276	0.711	3.775	0.132	0.150	16.03	307	0.65
$p = 746.5 \text{ mmHg}$													
46.98	0.0	0.1050	0.4490	-	3.808	-	-	-	-	-	-	-	-
46.98	5.4	0.1030	0.4455	0.4410	3.802	3.753	0.524	3.785	0.009	0.017	3.31	1147	0.75
46.41	13.7	0.1050	0.4400	0.4290	3.710	3.592	0.550	3.775	0.048	0.037	5.63	796	0.85
45.85	24.1	0.1060	0.4340	0.4166	3.630	3.445	0.582	3.775	0.087	0.062	8.17	551	0.81
46.41	33.7	0.1060	0.4320	0.4088	3.608	3.364	0.623	3.775	0.109	0.085	10.34	458	0.79
46.41	43.8	0.1045	0.4355	0.4070	3.670	3.368	0.657	3.775	0.108	0.109	12.45	388	0.73
46.98	53.8	0.1040	0.4350	0.4015	3.673	3.320	0.699	3.775	0.121	0.133	14.56	345	0.69
$p = 744.1 \text{ mmHg}$													
46.41	0.0	0.1045	0.4420	-	3.740	-	-	-	-	-	-	-	-
46.98	4.9	0.1045	0.4450	0.4405	3.772	3.724	0.523	3.785	0.016	0.016	3.13	1291	0.81
46.98	16.8	0.1060	0.4365	0.4239	3.656	3.522	0.570	3.775	0.067	0.044	6.40	694	0.82
46.41	26.9	0.1050	0.4330	0.4137	3.635	3.431	0.601	3.775	0.091	0.069	8.80	530	0.87
48.25	36.7	0.1030	0.4365	0.4119	3.705	3.444	0.660	3.775	0.088	0.092	10.99	447	0.75
48.25	47.4	0.1030	0.4355	0.4050	3.694	3.372	0.698	3.775	0.107	0.118	13.26	385	0.72
47.59	56.8	0.1025	0.4340	0.3996	3.686	3.325	0.719	3.775	0.119	0.140	15.16	332	0.67

Tabelle 78 Ergebnisse der Untersuchungen zur partiellen Gegenstrom-Direktkondensation

RR 25 K, H = 1.0 m, D_S = 0.218 m, n-Heptan/Toluol, p = 747.9 mmHg, $\dot{L}/\dot{V} = 1$, $\dot{I}_T = 4249 \text{ kg/m}^2\text{h}$

$\dot{V}_K$ ml/s	Δt °C	Y_W $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	Y_T $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	Y_B $\frac{\text{kmol}}{\text{kmol}}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_T}{-}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV})_R}{-}$	$\frac{(\dot{u}_V \sqrt{\rho_V})}{\text{kg}^{1/2} \text{ m}^{-1/2} \text{ s}^{-1}} \text{ B}$	$\frac{(\text{NTU}_{OV}/H) R}{\text{m}^{-1}}$	H_C m	$\frac{(H_C)_R}{\text{m}}$	δ_C °C	k_C $\frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{ K}}$	m
p = 754.1 mmHg													
64.03	0.0	0.0990	0.4430	-	3.841	-	-	-	-	-	-	-	-
62.90	11.4	0.0975	0.4350	0.4255	3.780	3.679	0.734	3.780	0.027	0.019	4.99	2026	-
62.90	21.0	0.0955	0.4390	0.4231	3.857	3.688	0.781	3.790	0.027	0.037	7.38	1254	-
61.80	30.0	0.0960	0.4350	0.4145	3.806	3.589	0.810	3.800	0.056	0.054	9.46	901	-
62.90	41.5	0.0955	0.4355	0.4080	3.820	3.529	0.879	3.840	0.081	0.075	11.99	751	-
64.03	50.7	0.0935	0.4355	0.4040	3.854	3.522	0.935	3.870	0.090	0.093	13.91	649	0.93
64.03	54.9	0.0935	0.4320	0.3988	3.817	3.468	0.954	3.880	0.106	0.101	14.77	608	0.90
p = 760.5 mmHg													
64.03	0.0	0.0975	0.4365	-	3.808	-	-	-	-	-	-	-	-
64.03	13.2	0.0955	0.4355	0.4250	3.832	3.719	0.754	3.780	0.016	0.022	5.49	1794	-
64.03	22.8	0.0920	0.4320	0.4148	3.856	3.673	0.804	3.800	0.033	0.040	7.88	1207	-
62.90	33.7	0.0940	0.4355	0.4120	3.858	3.608	0.841	3.820	0.056	0.061	10.30	885	-
62.90	43.3	0.0925	0.4350	0.4065	3.879	3.577	0.885	3.840	0.068	0.079	12.39	731	0.99
64.03	53.3	0.0925	0.4300	0.3970	3.825	3.478	0.947	3.880	0.104	0.098	14.48	633	0.92
p = 760.5 mmHg													
64.03	0.0	0.0955	0.4350	-	3.827	-	-	-	-	-	-	-	-
64.03	5.4	0.0955	0.4340	0.4286	3.816	3.758	0.710	3.780	0.006	0.008	3.31	4211	-
64.03	15.9	0.0950	0.4355	0.4230	3.841	3.707	0.764	3.780	0.019	0.027	6.18	1573	-
62.90	26.3	0.0940	0.4330	0.4147	3.831	3.637	0.800	3.800	0.043	0.047	8.66	1005	-
62.90	36.7	0.0940	0.4310	0.4059	3.810	3.545	0.851	3.825	0.073	0.066	10.95	829	-
64.03	46.7	0.0930	0.4290	0.3991	3.806	3.491	0.913	3.855	0.094	0.085	13.13	696	0.97

LEBENS LAUF

Persönliche Daten

Name	Rainer Vierbaum
geboren am	14.04.1953 in Rheinkamp, Kreis Moers (Ndr rh.)
Familienstand	ledig

Ausbildung

Schulausbildung	1959-1963 Volksschule Gerdt, Kreis Moers
	1963-1971 Franz-Haniel-Gymnasium, Homberg (Ndr rh.)
	24.05.1971 Abitur
Wehrdienst	07.71-06.73 Techn. Einheit der Luftwaffe
Praktikum	08.73-09.73 August Thyssen Hütte, Duisburg
Studium	10.73-10.78 Allgemeiner Maschinenbau an der Ruhr-Universität Bochum, Vertiefungsrichtung: Verfahrenstechnik
	17.10.1978 Diplom

Berufliche Tätigkeit

Stud. Hilfskraft	06.76-12.77 Lehrstuhl für Strömungsmechanik (Prof. Dr.-Ing. K. Gersten) Ruhr-Universität Bochum
Wiss. Assistent	seit 01.79 Lehrstuhl für Thermische Stofftrennverfahren (Prof. Dr.-Ing. R. Billet) Ruhr-Universität Bochum

